

ANÁLISE DE FADIGA EM RISERS RÍGIDOS TIPO CATENÁRIA SUBMETIDOS A CARREGAMENTOS DE ONDA E CORRENTE

Monique de Carvalho Alves

PROJETO DE GRADUAÇÃO SUBMETIDO AO CORPO DOCENTE DO CURSO DE ENGENHARIA CIVIL DA ESCOLA POLITÉCNICA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE ENGENHEIRO CIVIL.

Examinado por:

Gilberto Bruno Ellwanger
Prof. Associado, D.Sc., EP/UFRJ
(Orientador)

Cláudio Marcio Silva Dantas
Pós Doutorando Fundação COPPETEC, D.Sc.
COPPE/UFRJ

Roberto Fernandes de Oliveira
Prof. Associado, D.Sc.,
COPPE/UFRJ

RIO DE JANEIRO – RJ - BRASIL
SETEMBRO de 2012

Dedicado a Deus, sempre presente e a minha avó (Georgeta) com quem eu gostaria de ter compartilhado esse momento.

AGRADECIMENTOS

Primeiro gostaria de agradecer a Deus que sempre esteve presente na minha vida. Sem ele eu não teria conseguido chegar até aqui, e nem estaria terminando a faculdade.

Gostaria de agradecer também aos meus pais que sempre me deram apoio e incentivo e nunca mediram sacrifícios para que eu pudesse realizar meu sonho. Eles sempre foram meus exemplos de determinação. Obrigada pela minha educação e por terem investido em mim e por nunca me deixarem desanimar.

A minha irmã Larissa, agradeço pelos conselhos e pela amizade, e por sempre ter sido uma referência para mim.

Agradeço a todos os meus amigos pelos momentos compartilhados. E por tornar o meu caminho menos árduo e mais prazeroso. Pelos conhecimentos divididos. Aos amigos que as circunstâncias me fizeram desencontrar e aos novos amigos que a vida me fez conhecer. Agradeço também ao meu namorado Bruno pela paciência, apoio e pela compreensão.

Aos meus professores pelo conhecimento compartilhado e ao meu orientador Gilberto que me acompanhou durante esses últimos anos, me deu bons conselhos e foi como um amigo pra mim.

A Agência Nacional do Petróleo – ANP pelo suporte financeiro por do programa de Recursos Humanos PRH-35 e a secretária Cássia Monteiro.

Aos amigos da Doris Engenharia pelo incentivo e pelo aprendizado, em especial aos engenheiros Mateus e Takashi.

Resumo do projeto de Graduação apresentado à Escola Politécnica/ UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Engenheiro Civil.

ANÁLISE DE FADIGA EM RISERS RÍGIDOS TIPO CATENÁRIA SUBMETIDOS A CARREGAMENTOS DE ONDA E CORRENTE

Monique de Carvalho Alves

Setembro de 2012

Orientador: Gilberto Bruno Ellwanger

Curso: Engenharia Civil

RESUMO

A indústria do petróleo tem feito investimentos crescentes em novas tecnologias a fim de viabilizar a exploração de óleo e gás em águas cada vez mais profundas. Risers rígidos em catenária têm se mostrado uma solução economicamente atraente porque, apesar de sua configuração simples, atende a normas e critérios de projeto.

O grande desafio tecnológico desse tipo de estrutura, no entanto, tem sido atender aos requisitos de dimensionamento à fadiga, sobretudo no TDP ou TDZ (“touch down point” ou “touch down zone”), região de contato entre o solo e a estrutura, onde ocorrem as máximas tensões.

O presente trabalho dedica-se ao estudo dos efeitos da fadiga em um riser tipo catenária causados por carregamentos de onda e de corrente.

Abstract of final Graduation Project presented to Escola Politécnica as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Civil Engineer.

FATIGUE ANALYSIS IN STEEL CATENARY RISERS UNDER WAVE AND CURRENT LOADS

Monique de Carvalho Alves

September 2012

Advisors: Gilberto Bruno Ellwanger

Department: Civil Engineering

ABSTRACT

Oil and Gas industry has been making increasingly investments in to make feasible the oil exploitation in deeper water. Steel Catenary Risers (SCR) has shown that they are an economically attractive solution because besides its simple configuration it can attempt to projects and standard specifications.

However, the great technological challenge of this kind of structure has been to attempt the requirements for fatigue projects mainly in TDP or TDZ (touch down point or touch down zone) region of contact between the riser and the soil where the highest tensions occur.

The present dedicates itself to calculate the fatigue effects in steel catenary risers caused by current and wave loadings.

ÍNDICE

1. INTRODUÇÃO	1
1.1. BREVE HISTÓRICO	1
1.2. MOTIVAÇÃO E OBJETIVO	3
1.3. DESCRIÇÃO DOS CAPÍTULOS	4
2. ESTRUTURAS PARA EXPLOTAÇÃO	5
2.1. PLATAFORMAS	5
2.1.1. PLATAFORMAS FIXAS.....	5
2.1.2. PLATAFORMAS FLUTUANTES.....	8
2.2. RISERS	11
2.2.1. RISERS FLEXÍVEIS.....	12
2.2.2. RISERS RÍGIDOS.....	13
2.2.3. RISERS HÍBRIDOS.....	15
2.2.4. ENRIJECEDORES E JUNTAS FLEXÍVEIS	16
3. CARREGAMENTOS	17
3.1. CARGAS DE VENTO.....	17
3.2. CARGAS DE ONDA.....	17
3.2.1. ESPECTRO DE PIERSON-MOSKOWITZ E JONSWAP	19
3.2.2. MOVIMENTOS DA UNIDADE FLUTUANTE.....	20
3.2.3. OPERADOR DE AMPLITUDE DE RESPOSTA (RAO – “RESPONSE AMPLITUDE OPERATOR”).....	21
3.2.4. ANÁLISE DO DOMÍNIO DA FREQUÊNCIA X ANÁLISE NO DOMÍNIO DO TEMPO	23
3.3. CARGAS DE CORRENTE	24
3.3.1. ESCOAMENTO DE FLUIDOS VISCOSOS	24
3.3.2. FORMAÇÃO DE VÓRTICES	25
3.3.3. NÚMERO DE REYNOLDS E PADRÕES DE DESPRENDIMENTO DE VÓRTICES.	26
3.3.4. NÚMERO DE STROUHAL	27
3.3.5. PARÂMETROS ADIMENSIONAIS.....	29
3.3.6. FORÇA EM CILINDROS SUBMETIDOS AO FENÔMENO DE VIV	30
3.3.7. PERFIL DE CORRENTE.....	31
3.3.8. ANÁLISE NO DOMÍNIO DO TEMPO	31
4. FADIGA.....	33
4.1. MÉTODO S-N.....	34

4.2.	FATOR DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES (SCF-“STRESS CONCENTRATION FACTOR”)	37
4.3.	REGRA DE PALMGREN-MINER	39
4.4.	COEFICIENTES DE SEGURANÇA	40
5.	METODOLOGIA E DESCRIÇÃO DO MODELO	42
5.1.	EQUAÇÃO DA CATENÁRIA	42
5.2.	TENSÕES E CURVATURA	43
5.3.	ESTUDO DE CASO	45
5.3.1.	DESCRIÇÃO DO RISER	45
5.3.2.	UNIDADE FLUTUANTE:	48
5.3.3.	CARREGAMENTOS	50
5.3.4.	CÁLCULO DA FADIGA – CURVAS S-N	52
6.	RESULTADOS E DISCUSSÕES	53
6.1.	RESULTADOS NOMINAIS	53
6.2.	RESULTADOS PARA CARREGAMENTO DE ONDAS	55
6.2.1.	DISTRIBUIÇÃO DAS ONDAS AO LONGO DO TEMPO	55
6.2.2.	SENSIBILIDADE DA ESTRUTURA EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE INCIDÊNCIA DAS ONDAS	56
6.2.3.	ENVELOPE DE MOMENTOS FLETORES E TENSÕES AO LONGO DA CATENÁRIA PARA A DIREÇÃO SUL	58
6.3.	RESULTADOS PARA CARREGAMENTO DE CORRENTES PARA DETERMINAÇÃO DO DANO DEVIDO AO VIV	61
6.3.1.	DISTRIBUIÇÕES DAS VELOCIDADES DO FLUIDO	61
6.3.2.	MODOS E AMPLITUDES DE VIBRAÇÃO	61
6.3.3.	TENSÃO MÁXIMA AO LONGO DA LINHA	63
6.3.4.	DANO DEVIDO À FADIGA AO LONGO DA LINHA	64
6.3.5.	SENSIBILIDADE EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE INCIDÊNCIA DAS CORRENTES	65
7.	CONCLUSÃO E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	66
7.1.	CONCLUSÕES	66
7.2.	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	66
8.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	68

INDICE DE FIGURAS

FIGURA 1.1: Evolução das reservas comprovadas de petróleo e gás natural no Brasil [8]	2
FIGURA 1.2: Reservas comprovadas de petróleo e gás natural no Brasil por localização (2007) [8].....	2
FIGURA 2.1: Plataforma tipo jaqueta[1]	6
FIGURA 2.2: Plataforma auto-elevável [1].....	7
FIGURA 2.3: Plataforma apoiada em base gravitacional [12].....	7
FIGURA 2.4: Plataforma tipo semi-submersível [1].....	8
FIGURA 2.5: Plataforma tipo TLP ou “Tension Leg Platform” [11].....	9
FIGURA 2.6: Navio FPSO [1].....	10
FIGURA 2.7: Plataforma tipo “Spar” [1]	11
FIGURA 2.8: Configurações para risers flexíveis [2]	13
FIGURA 2.9: Configurações para risers rígidos [2].....	14
FIGURA 2.10: Risers Híbridos [16].....	15
FIGURA 3.1: Elevação do mar (ondas) com forma irregular [12].....	18
FIGURA 3.2: Soma de várias ondas regulares formando um mar irregular [12]	19
FIGURA 3.3: Graus de liberdade de uma unidade flutuante [9]	21
FIGURA 3.4: Rosa dos ventos com principais direções de incidência de onda e corrente	22
FIGURA 3.5: Análise no domínio de Tempo e da Frequência[14]	23
FIGURA 3.6: Escoamento de um fluido no interior do cilindro [15].....	24
FIGURA 3.7: Escoamento de um fluido em torno de um cilindro [13]	25
FIGURA 3.8: Descrição dos regimes de escoamento [14]	27
FIGURA 3.9: Número de Strouhal em função do número de Reynolds [12]	28
FIGURA 4.1: Curvas S-N (Tabela 2-2 da DNV) [5].....	35
FIGURA 4.2: (A) Material para o qual a verificação é dispensada. (B) Material cuja verificação não pode ser dispensada. [5]	36
FIGURA 4.3: (A) Material para o qual a verificação é dispensada. (B) Material cuja verificação não pode ser dispensada. [5]	37
FIGURA 4.4: Excentricidade na soldagem de dois dutos. [5]	38
FIGURA 4.5: Detalhes de entalhe de solda. (Tabela 2-4 da DNV [5]).....	39
FIGURA 4.6: Coeficientes de segurança para o cálculo de fadiga. (Tabela 5.2.5-1 da API[17])	41
FIGURA 5.1: a) Sistema em equilíbrio global b)Elemento infinitesimal de catenária [18]	42
FIGURA 5.2: “Stressjoint”	45
FIGURA 5.3: Esquema do FPSO	47
FIGURA 5.4: Esquema do FPSO	48
FIGURA 5.5: RAO do FPSO de heave, de roll e de pitch.....	49
FIGURA 6.1: Direções Críticas	57

INDICE DE TABELAS

Tabela 5-1: Dados Gerais do sistema.....	45
Tabela 5-2: Dados da Junta Alargada	46
Tabela 5-3: Dados da junta flexível	46
Tabela 5-4: Malha de Elementos Finitos	47
Tabela 5-5:Características da onda	50
Tabela 5-6:Características das correntes.....	51
Tabela 6-1:Tempo de vida útil da estrutura considerando carregamentos de onda	57
Tabela 6-2:Tempo de vida útil da estrutura considerando carregamentos de onda	58
Tabela 6-3: Primeiros modos de vibração da estrutura	61
Tabela 6-4:Número de Reynolds	62
Tabela 6-5:Tempo de vida útil da estrutura considerando carregamento de correntes	64
Tabela 6-6:Influência da direção de incidência de corrente	65

INDICE DE GRÁFICOS

Gráfico 6-1: Profundidade da linha.....	53
Gráfico 6-2: Curvatura da linha para o caso nominal	54
Gráfico 6-3: Tensão axial da linha para o caso nominal	54
Gráfico 6-4: Elevação na onda ao longo do tempo.....	55
Gráfico 6-5: Dano provocado pelo carregamento de ondas em todas as direções.....	56
Gráfico 6-6: Envelope de momentos fletores para a direção de maior dano.....	59
Gráfico 6-7: Envelope de momentos fletores para a direção ESE	59
Gráfico 6-8: Envelope de tensões para a direção de maior dano	60
Gráfico 6-9: Envelope de tensões para a direção ESE	60
Gráfico 6-10: Perfil de corrente para os casos analisados	61
Gráfico 6-11: Amplitude de vibração ao longo da linha.....	62
Gráfico 6-12: Tensões ao longo da linha devido às correntes.....	63
Gráfico 6-13: Tensão na linha devido à corrente de maior probabilidade de ocorrência.	63
Gráfico 6-14: Dano causado pela incidência de correntes	64

1. INTRODUÇÃO

1.1. BREVE HISTÓRICO

A exploração de petróleo “offshore” teve início no final do século XIX e evoluiu timidamente na primeira metade do século XX. Nos anos 50 e 60, as estruturas mais usadas eram as do tipo fixas (jaquetas) e auto-eleváveis (“jack-up”). Na década de 70, com a guerra no Oriente Médio, (onde se situavam os maiores produtores de petróleo) o preço do petróleo quase triplicou.

Houve então um aumento considerável da exploração de petróleo no mar. O avanço da produção em direção às águas profundas e ultraprofundas inviabilizou o uso de plataformas fixas devido ao alto custo. Inicialmente foram desenvolvidas plataformas semi-submersíveis e, posteriormente, intensificou-se o uso de navios plataforma, os FPSO.

Os investimentos mundiais em pesquisa e desenvolvimento têm apresentado uma taxa média de crescimento ponderado de 22% ao ano. Esse crescimento é devido a uma combinação de três fatores:

- Forte crescimento da demanda de petróleo e gás
- Necessidade de repor a produção dos campos maduros
- Queda dos níveis de investimentos ocorrida em razão da crise do petróleo no início da década de 80.

No Brasil, a industrialização do petróleo começou tarde em relação aos outros países. Somente na década de 40, é que foi iniciada de forma efetiva a sua exploração e produção.

A identificação de petróleo na Bacia de Campos, litoral do Rio de Janeiro, duplicou as reservas brasileiras na época. Em 1981, pela primeira vez, a produção dos campos submarinos ultrapassou a dos campos em terra. No início da década de 80, o Brasil era, depois dos Estados Unidos, o país que mais perfurava no mar.

As reservas provadas de gás natural no Brasil atingiram os 14 bilhões de barris em 2007, sendo que a produção de petróleo foi de 1,7 milhão de barris por dia, crescendo 6% ao ano nos anos de 1999 a 2007. Aproximadamente 84% das reservas provadas estão localizadas “offshore” e cerca de 85% dessas reservas (71% das reservas totais) encontram-se em águas profundas e ultraprofundas com uma parcela cada vez mais relevante vinda das camadas do pré-sal.

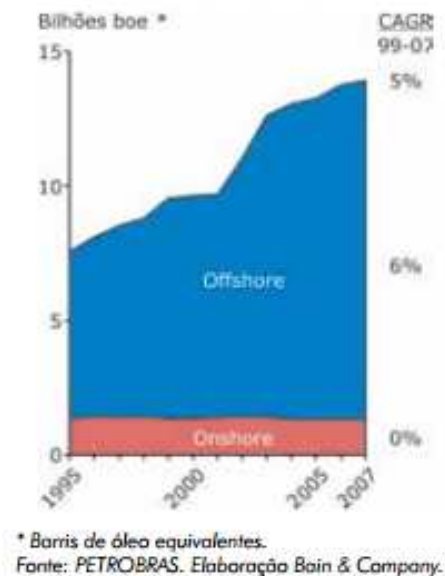


FIGURA 1.1: Evolução das reservas comprovadas de petróleo e gás natural no Brasil [8]

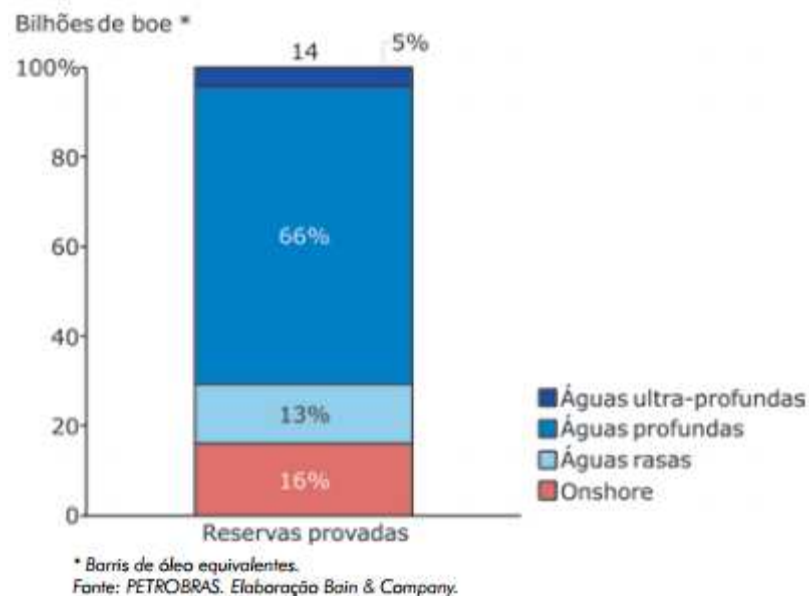


FIGURA 1.2: Reservas comprovadas de petróleo e gás natural no Brasil por localização (2007) [8]

O pré-sal é uma camada de 800 quilômetros que se estende entre os estados do Espírito Santo e Santa Catarina. O petróleo encontrado nessa área está a profundidades que superam os sete mil metros, abaixo de uma extensa camada de sal e de lâminas d'água que excedem os dois mil metros.

1.2. MOTIVAÇÃO E OBJETIVO

Com o aumento da profundidade das operações no mar os risers, tubulações que trazem o óleo do fundo do mar para a plataforma, se tornam mais longos e mais pesados. A indústria “offshore” requer o contínuo desenvolvimento de novas tecnologias com o objetivo de explorar óleo e gás em regiões que são inacessíveis com a tecnologia existente.

Até o presente, o termo águas profundas é usado para designar profundidades a partir de 1000 pés (305 metros). Para profundidade excedendo 5000 pés (1524 metros) é usado o termo águas ultraprofundas. Risers flexíveis usados em unidades flutuantes normalmente tem uma limitação de 5900 pés (1800 metros) de profundidade[4].

Os risers rígidos em catenária (SCR) são utilizados com frequência para produção de óleo e gás em águas profundas e ultraprofundas devido ao baixo custo do material e significativa capacidade de resistência estrutural.

O conhecimento sobre carregamentos e movimentos induzidos por ondas e correntes nas estruturas “offshore” são importantes no que diz respeito ao projeto e a operação. Ao se analisar um riser conectado a uma estrutura flutuante deve-se levar em conta todos os carregamentos atuantes sobre o conjunto.

O processo de fadiga sofrido pelos risers é originado tanto pelos carregamentos ambientais atuantes sobre o mesmo, quanto pelos efeitos provocados pelo movimento da estrutura flutuante ao qual o duto está conectado. SCR's são bastante afetados por carregamentos cíclicos e um estudo criterioso da fadiga ao longo da estrutura deve ser feito.

A fadiga é um processo de geração e propagação de trincas, originado pela aplicação de cargas cíclicas, que provoca a diminuição da seção transversal de peça

de modo que a ruptura ocorre para tensões inferiores à tensão para a qual a peça foi projetada.

O objetivo do projeto é o de observar o comportamento à fadiga de um riser rígido em catenária conectado a um FPSO quando submetido a carregamentos de onda e corrente, usando a metodologia proposta pela DNV-RP-C203 [5].

1.3. DESCRIÇÃO DOS CAPÍTULOS

No capítulo 2, é feita uma breve revisão bibliográfica apresentando os principais tipos de plataformas e risers usados na indústria “offshore”.

O capítulo 3 faz uma descrição dos diferentes tipos de movimentos experimentados por uma plataforma, cita os carregamentos aos quais as estruturas “offshore” estão sujeitas e aborda mais profundamente os carregamentos de onda e corrente.

O capítulo 4 apresenta conceitos para o entendimento do processo de fadiga estrutural em um riser. Expõe também a metodologia da norma DNV-RP-C203 [5] para o cálculo do dano na estrutura em estudo.

No capítulo 5, são detalhados os exemplos a serem estudados. São descritas as características geométricas do sistema utilizado.

No capítulo 6, os resultados são apresentados e discutidos.

No capítulo 7, são apresentadas as conclusões obtidas ao longo do trabalho e são propostas algumas sugestões para trabalhos futuros.

2. ESTRUTURAS PARA EXPLOTAÇÃO

As principais estruturas utilizadas para a produção dos poços são descritas neste capítulo. São elas as plataformas e os risers.

2.1. PLATAFORMAS

Quando as previsões geológicas baseadas em levantamentos sísmicos estabelecem que uma área em particular oferece perspectivas promissoras para encontrar petróleo, um poço exploratório é perfurado para examinar essas previsões. Essas operações são realizadas a partir de navios, semi-submersíveis, plataformas “jack-up” dentre outras.

Estruturas “offshore” podem estar fixas ao leito marinho ou podem ser flutuantes. Estas últimas podem ser dinamicamente posicionadas por propulsores, ou posicionadas por linhas de ancoragem. Além disso, podem ser de produção ou perfuração, e de completação seca ou molhada. Essas últimas diferem quanto à posição em que a árvore de natal é utilizada.

O processo de completação inclui as operações cuja finalidade é equipar o poço para a produção de óleo e gás, além da injeção de fluidos no reservatório. As plataformas são ditas de completação seca quando a árvore de natal se encontra em cima da plataforma e de completação molhada quando a árvore de natal é posicionada na cabeça do poço, no fundo do mar.

As plataformas fixas podem ser do tipo fixas com jaqueta, torres complacentes e gravitacionais, enquanto as flutuantes podem ser do tipo semi-submersíveis, “Spar Buoy”, TLP e FPSO.

2.1.1. PLATAFORMAS FIXAS

Plataformas do tipo jaqueta (FIGURA 2.1) possuem estrutura de sustentação fixa sobre o solo marinho com pernas estaqueadas no fundo do mar. Essas plataformas foram as primeiras unidades a serem utilizadas e têm sido instaladas em profundidades de até 450 metros. Por quase não possuírem movimentos significativos, todas as plataformas fixas permitem completação seca.

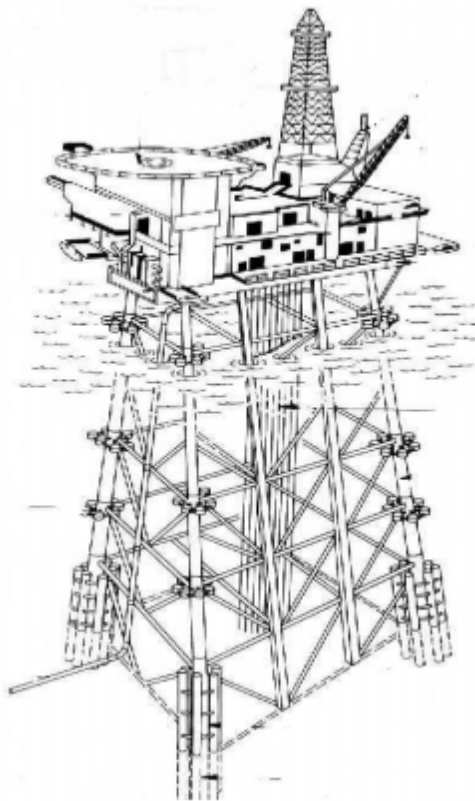


FIGURA 2.1: Plataforma tipo jaqueta[1]

As estruturas fixas com jaquetas são projetadas para transmitir as cargas ambientais e as cargas devido ao seu funcionamento para o fundo do mar por meio de uma estrutura treliçada de aço, chamada de jaqueta, fixada ao leito marinho.

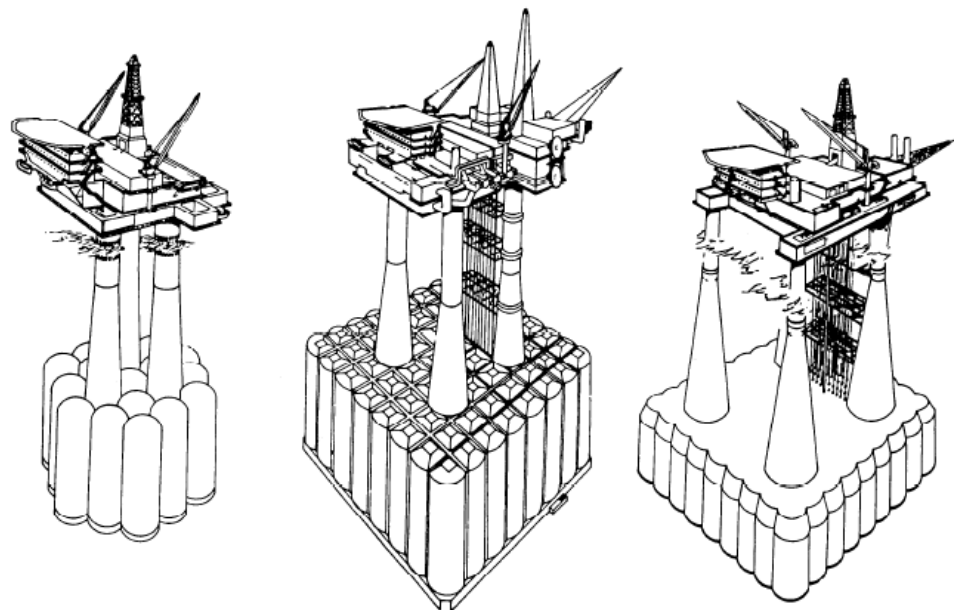
As plataformas auto-eleváveis ou “Jack-up” (FIGURA 2.2) são unidades móveis utilizadas na perfuração de poços exploratórios na plataforma continental. São constituídas por uma balsa equipada com estruturas de apoio treliçadas que, quando acionadas, mecânica ou hidraulicamente movimentam-se para baixo até atingirem o fundo do mar. A plataforma é então erguida por essas pernas acima do nível d’água, fora da ação das ondas.

As plataformas auto-eleváveis passam parte de sua vida como estrutura flutuante, isto é, quando tais plataformas são transportadas para uma nova localização por meio de rebocadores. Neste caso, as pernas são levantadas como pode ser visto na FIGURA 2.2.



FIGURA 2.2: Plataforma auto-elevável [1]

As plataformas apoiadas em bases gravitacionais (FIGURA 2.3) podem ser projetadas para carregamentos ainda maiores, quando comparadas às jaquetas. Essas estruturas são pesadas o suficiente para manter as pressões e momentos laterais provocadas pelas ondas, correntes e ventos. Podem ser feitas em aço e em concreto. Estruturas em concreto podem usar pilares de sucção para fixação da plataforma ao leito do mar. É aplicado um vácuo ao interior do pilar fazendo com que a pressão externa seja muito maior do que a interna.



[Source: Coppes, 1996]

FIGURA 2.3: Plataforma apoiada em base gravitacional [12]

A maioria das plataformas fixas pode ser usada tanto na etapa de perfuração quanto na etapa de produção. A principal limitação desses tipos de unidade é a lâmina d'água, uma vez que em águas mais profundas a quantidade de aço e/ou concreto a serem empregados torna o projeto inviável.

2.1.2. PLATAFORMAS FLUTUANTES

Com a descoberta de petróleo em lâminas d'água superiores a 1000 metros foi necessário o desenvolvimento de novas técnicas de exploração. Surgiram então as plataformas flutuantes brevemente descritas a seguir.

As plataformas semi-submersíveis são estruturas flutuantes formadas basicamente por um convés apoiado em flutuadores (“pontoons”) por meio de colunas (FIGURA 2.4). Os flutuadores oferecem lastro e flutuabilidade à plataforma e são os responsáveis pela maior parte do empuxo e por minimizar os movimentos de onda da plataforma, uma vez que se situam abaixo do nível d'água.



FIGURA 2.4: Plataforma tipo semi-submersível [1]

Esse tipo de unidade flutuante possui dois sistemas responsáveis por seu posicionamento: o sistema de linhas de ancoragem e o sistema de posicionamento dinâmico. No primeiro caso, as linhas de ancoragem, que podem ser cabos ou correntes em catenária, produzem esforços de modo a manter a posição da

plataforma, permitindo apenas um pequeno passeio. O segundo tipo de sistema é formado por sensores de posição e propulsores que, quando acionados, restauram a posição da unidade. O escoamento do óleo em geral é feito por navios acoplados à plataforma.

As plataformas do tipo TLP (“Tension Leg Platform”) (FIGURA 2.5) são semelhantes às semi-submersíveis diferindo quanto ao tipo de ancoragem. O sistema de ancoragem da plataforma TLP é formado por tendões de aço fixados ao fundo do mar por meio de estacas e mantidos tracionados pela força de restauração hidrostática da plataforma (empuxo menos o peso). Esse sistema de ancoragem promove uma drástica redução nos movimentos da plataforma permitindo que operações como completação e perfuração sejam idênticas às daquelas das plataformas fixas. As plataformas do tipo TLP, assim com as semi-submersíveis, não possuem capacidade de armazenamento podendo utilizar outro navio associado para escoamento da produção.

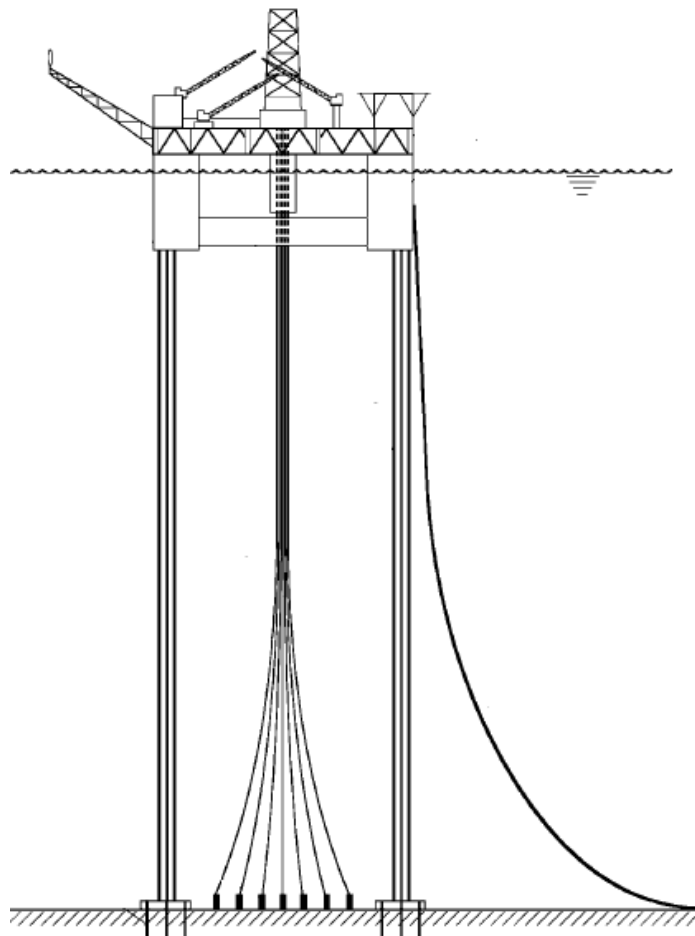


FIGURA 2.5: Plataforma tipo TLP ou “Tension Leg Platform” [11]

Os navios do tipo FPSO (“Floating Production Storage Offloading”) são unidades estacionárias flutuantes (FIGURA 2.6) que produzem, armazenam petróleo e efetuam o escoamento da produção para outro navio, chamado de navio aliviador. A ancoragem desse tipo de unidade flutuante pode ser feita por meio de linhas de ancoragem em catenária ou em “taut-leg” (linhas esticadas).



FIGURA 2.6: Navio FPSO [1]

A ideia principal desse tipo de plataforma é garantir grande capacidade de armazenamento de modo a permitir sua instalação em campos muito afastados da costa. FPSOs são muito sensíveis a carregamentos perpendiculares ao eixo proa-popa podendo ser usado um sistema de posicionamento chamado “turret” (sistema de rolamentos) que permite o navio se realinhar de acordo com as condições ambientais.

O sistema “Spar” (FIGURA 2.7) é constituído por um casco cilíndrico de aço que permanece quase inteiramente submerso e é ancorado ao fundo do mar por meio de cabos de aço ou de poliéster tracionados. É utilizado para exploração em águas profundas, em torno de 1650 metros, e têm como principal característica o calado de operação com cerca de 200 metros.

A estabilidade desse tipo de plataforma é proveniente da separação do centro de gravidade do centro de flutuação e do tamanho do calado. Possui maior estabilidade do que as plataformas citadas anteriormente gerando poucos movimentos verticais. O centro de gravidade é “abaixado” com a inserção de lastro na parte inferior da plataforma ao longo do processo de instalação.

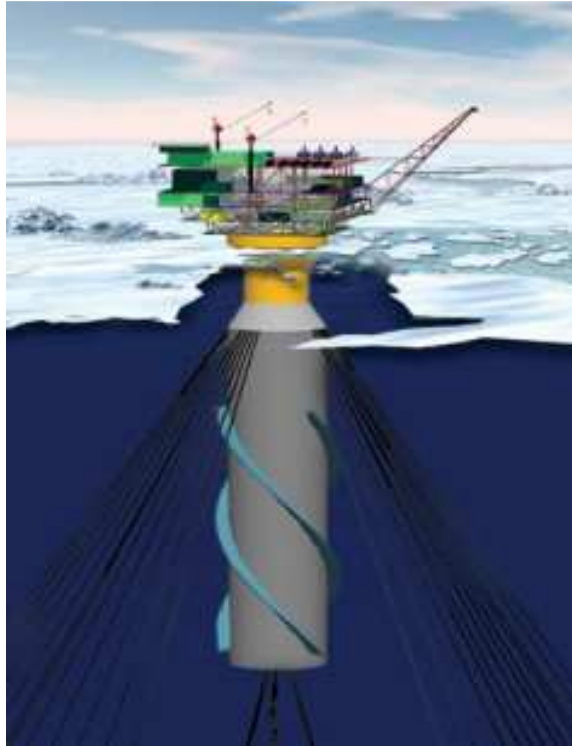


FIGURA 2.7: Plataforma tipo “Spar” [1]

2.2. RISERS

Um dos requisitos mais importantes para sistemas flutuantes de produção é a sua interface com os risers. Um riser é essencialmente um duto condutor conectando os poços produtores no leito marinho às unidades flutuantes. Pode ser usado para: produção, injeção, exportação e importação de fluidos, perfuração e completação. O projeto de um sistema de risers deve levar em conta que as solicitações ao longo da linha devem ser mantidas dentro dos limites aceitáveis. São elas:

- Colapso
- Distribuição de tensões ao longo do duto
- Fadiga causada pelo efeito de ondas e correntes (VIV)
- Esforços solicitantes e fadiga durante o processo de instalação.

O estudo de viabilidade deve considerar que o comprimento da linha deve ser o mais curto possível a fim de reduzir o consumo de material. Concomitantemente, o riser deve permitir o maior passeio possível da plataforma. Os risers podem ser classificados em rígidos, flexíveis e híbridos, sendo este último uma combinação dos outros dois.

Risers flexíveis de maior diâmetro interno usados em sistemas flutuantes estão atualmente limitados a cerca de 1800 metros. Risers de aço em catenária (SCR) estão se tornando cada vez mais comuns em águas profundas e águas ultraprofundas. Novos risers estão sendo projetados com titânio de alta resistência em relação ao peso e características favoráveis à fadiga.

2.2.1. RISERS FLEXÍVEIS

As seis principais configurações para dutos flexíveis [2] são descritas abaixo (FIGURA 2.8):

- Catenária livre (“Free Hanging Catenary”)

É a configuração mais simples para um riser flexível além de ser a de mais simples instalação, pois requer infraestrutura submarina mínima. Entretanto, o riser nessa configuração está exposto a carregamentos severos devido à movimentação da unidade flutuante. A movimentação da plataforma é diretamente transmitida à linha podendo causar compressão na região de “touch down point” ou TDP (região de contato da linha com o solo).

- “Lazy wave” e “Steep wave”

Nesse tipo de configuração, um conjunto de boias é adicionado ao longo da linha de forma a dissociar os movimentos da plataforma do TDP do riser. As configurações em “Lazy wave” são preferíveis em relação às “Steep wave”, pois requerem menos infraestrutura submarina, entretanto as configurações “Lazy wave” estão sujeitas às mudanças em sua configuração devido à mudança de densidade do fluido no interior do riser durante sua vida útil.

- “Lazy S” e “Steep S”

Nessas duas configurações, uma boia submarina ou uma boia fixa por meio de correntes ao leito marinho é utilizada de modo a dirimir o problema do TDP. A boia absorve a variação de tensão induzida pela plataforma e o TDP fica com pouca variação de tensão. Essas configurações são consideradas somente se as anteriores não forem adequadas, devido ao alto grau de complexidade do processo de instalação.

- “Pliant wave”

Essa configuração é quase idêntica à “Steep wave”. Uma âncora submarina controla o TDP, ou seja, a tração no duto é transferida para a âncora e não para o TDP. Assim como os dois casos anteriores é de complexa instalação.

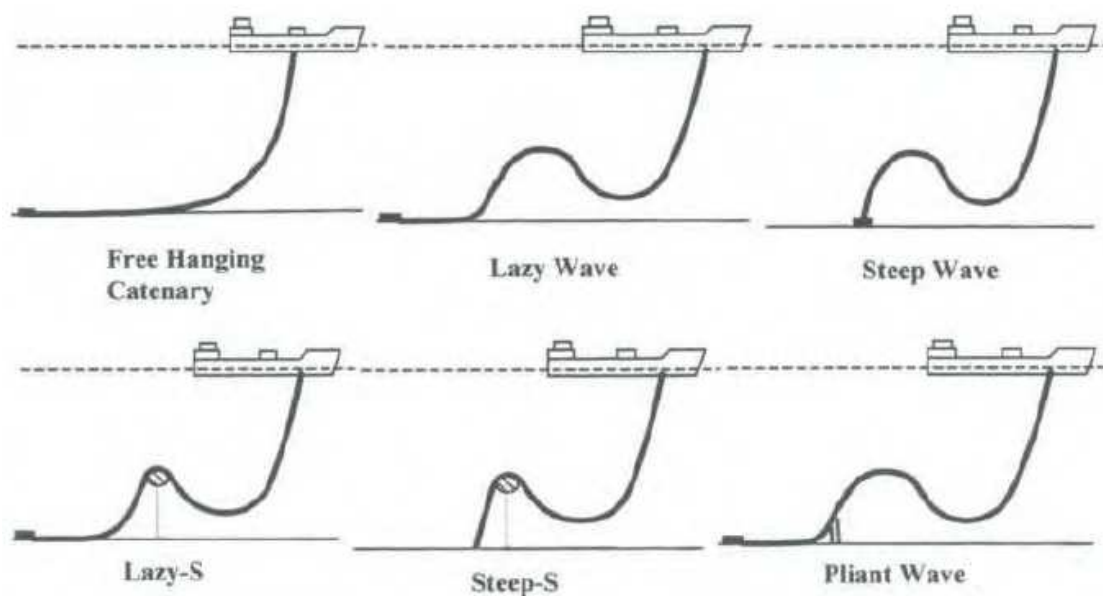


FIGURA 2.8: Configurações para risers flexíveis [2]

2.2.2. RISERS RÍGIDOS

- Riser tracionado no topo

Normalmente esse tipo de riser é utilizado em plataformas TLP de completação seca os quais ligam os poços aos conveses. Entretanto esse tipo de duto não representa uma boa solução para águas profundas, pois é muito sensível às movimentações verticais da unidade flutuante devido às ondas e correntes, já que as rotações na conexão de topo e de base são limitadas. Além disso, é necessário um dispositivo no topo da estrutura para compensar a movimentação vertical da plataforma, pois se a tensão no topo do riser se tornar negativa (compressão) o mesmo estará sujeito à flambagem de Euler.

- Risers rígidos em catenária (“Steel Catenary Riser” – SCR)

O SCR é um duto suspenso a partir de instalações na superfície em forma de catenária que se apoia no fundo do mar e conecta-se diretamente às linhas submarinas (“flowlines”) horizontais. A interface com a unidade flutuante de produção

é constituída de uma junta flexível e/ou cônica (“taper joint”) para absorver as variações de momento geradas pela movimentação da plataforma.

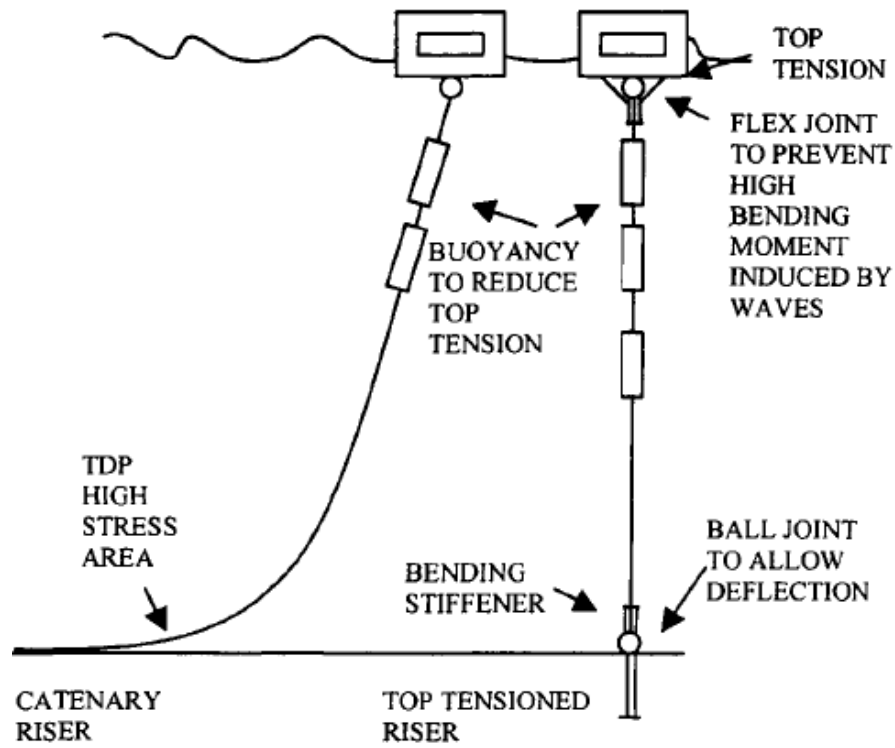


FIGURA 2.9: Configurações para risers rígidos [2]

A interface com o fundo do mar é dinâmica. O TDP pode se mover tanto axialmente quanto lateralmente ao longo do leito marinho. Entretanto, essa interação cria uma zona de fadiga sensível que muitas vezes exige projeto especial ou seleção de materiais. Portanto, cargas hidrodinâmicas como ondas e correntes, incluindo aquelas provocadas por vibrações induzidas por vórtices (VIV), desempenham um papel significativo no projeto de fabricação de um SCR.

O riser rígido em catenária e o seu comportamento quando sujeito aos carregamentos ambientais são o foco de estudo do presente trabalho devido ao desafio tecnológico que representam quando na análise em águas profundas e ultraprofundas.

2.2.3. RISERS HÍBRIDOS

- HRT ("Hybrid Riser Tower")

Risers híbridos (FIGURA 2.10) também representam uma boa solução para águas ultraprofundas. O HRT consiste de uma coluna vertical feita de um ou vários tubos utilizados para transporte de fluidos em torno de um tubo núcleo usado para fornecer rigidez mecânica à estrutura.

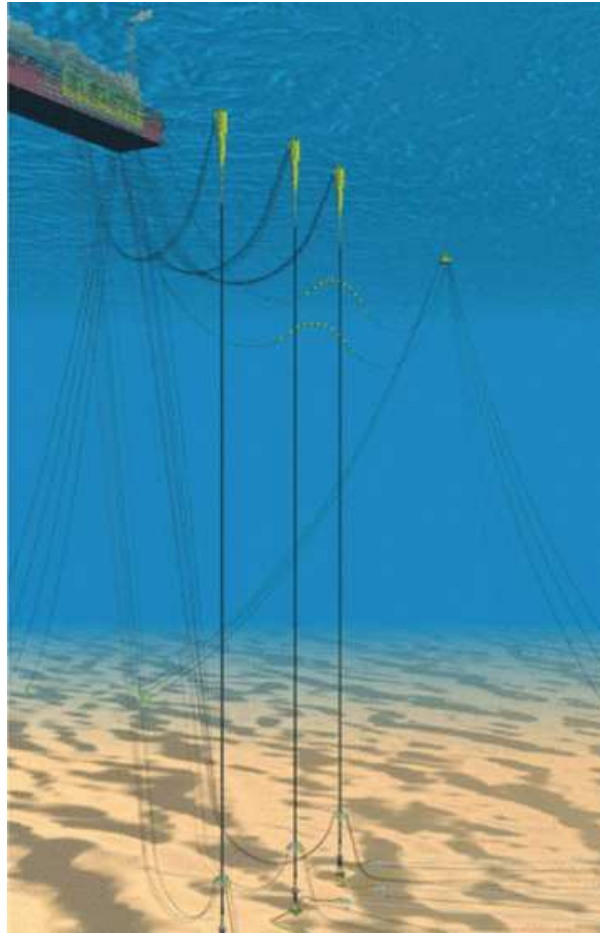


FIGURA 2.10: Risers Híbridos [16]

Consiste numa estrutura de flutuabilidade superior associada a elementos de flutuação (em geral espuma) distribuídos ao longo da coluna rígida que permanece tracionada ao longo de toda a vida útil do riser. A torre é ligada ao fundo do mar por meio de uma âncora de sucção ou por uma estaca longa. A âncora liga-se à coluna utilizando um dispositivo mecânico concebido para absorver o movimento de inclinação dinâmica da torre (junta flexível).

2.2.4. ENRIJECEDORES E JUNTAS FLEXÍVEIS

Para a interface entre o riser e a plataforma é necessário que haja um dispositivo que restrinja os movimentos dos risers flexíveis, assim como uma conexão que limite os esforços na região do topo da linha para o caso dos risers rígidos. Estes dispositivos são descritos nas linhas subsequentes.

- Enrijecedores (“Bending Stiffener”)

Uma das áreas mais críticas dos risers flexíveis é a conexão do topo, que além de estar sujeita a grandes esforços de tração devido ao peso do riser é uma área propensa a grandes momentos fletores. Um dispositivo auxiliar é incorporado para aumentar a rigidez do duto e evitar que ocorram raios de curvatura menores do que àqueles para o qual o riser foi dimensionado.

- Junta Flexível (“Stress Joint”)

O objetivo da junta flexível é permitir o movimento relativo entre o riser e a plataforma. A junta flexível permite que haja rotação da linha em relação à unidade flutuante com momentos fletores reduzidos. Esse dispositivo apresenta um forte comportamento não linear e, portanto deve ser modelado preferencialmente como uma mola rotacional não linear.

3. CARREGAMENTOS

Entre os carregamentos atuantes sobre uma plataforma, destacam-se os carregamentos ambientais. Os mais importantes são os carregamentos devido à ação do mar (ondas, correntes e marés) e devido à ação do vento. Os dados ambientais devem ser representativos das áreas geográficas em que a estrutura estará situada.

Em geral, os fenômenos ambientais são descritos por variáveis físicas de natureza estatística. Os dados empíricos e estatísticos usados no projeto das estruturas devem cobrir um período de tempo suficientemente longo. Dados meteorológicos e oceanográficos em geral devem ser tomados por um período de tempo de 20 anos. Caso não haja medições por um período de tempo suficientemente longo, as incertezas devem ser levadas em conta no dimensionamento [6].

3.1. CARGAS DE VENTO

Os carregamentos de vento variam com o tempo e com a altura acima da superfície marinha. São comumente representados pelo perfil de velocidade de vento, que representa a variação da média de velocidades do vento ao longo da altura acima da superfície do mar ou do terreno. Os carregamentos de vento não serão considerados no escopo desse projeto.

3.2. CARGAS DE ONDA

As ondas podem ser caracterizadas como ondas regulares ou irregulares. Uma onda regular tem comprimento de onda, período e altura bem definidos. Já para as ondas irregulares, a elevação da superfície é um processo aleatório (FIGURA 3.1). A distância entre duas cristas de onda e a distância vertical entre um vale e uma crista variam continuamente.

Ondas do mar são irregulares e aleatórias em forma, altura, comprimento e velocidade de propagação. A elevação da superfície do mar pode ser tratada como uma variável aleatória. O seu valor no tempo t e na coordenada x é o resultado do somatório de contribuições de N ondas de amplitude infinitesimal, cada qual tendo uma fase selecionada segundo uma distribuição uniforme de probabilidade no

intervalo de $[0, 2\pi]$. A elevação da superfície do mar pode ser tratada, em curto prazo, como uma distribuição gaussiana de média zero.

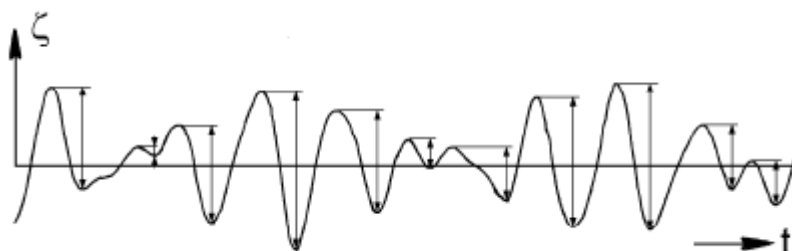


FIGURA 3.1: Elevação do mar (ondas) com forma irregular [12]

A função que traduz o estado energético do oceano em termos da agitação da superfície do mar é chamada de espectro de mar. O espectro de mar é formado pela superposição de diversas ondas regulares de mesma amplitude e de frequências e comprimentos variados (FIGURA 3.2). Cada parcela destas ondas regulares contribui com uma parcela de energia, que é proporcional a amplitude daquela parcela de onda. Este espectro pode ser obtido por meio de medições que obtém valores estatísticos para período e altura de onda significativa. O tempo padrão entre os registros do estado de mar ao medir ondas é considerado três horas.

Um estado de mar é especificado por um espectro de frequência de onda com uma altura de onda significativa, uma frequência representativa, uma direção de propagação média e uma função de espalhamento. Dada uma onda aleatória, são levantadas as frequências e as amplitudes e, conseqüentemente, a parcela de energia que compõem aquele sinal. Uma curva então é levantada onde a ordenada corresponde à frequência e a abscissa é a altura da onda.

A altura significativa da onda (H_s) é então definida como a média do terço superior das alturas das ondas medidas (e dispostas em ordem crescente). O período T_z é definido como a média aritmética do período de todas as ondas identificadas.

A probabilidade de ocorrência de uma onda é dada a partir de medições realizadas na localidade em estudo. Um aparelho registra as alturas e períodos de onda por um tempo determinado. A probabilidade de ocorrência será dada pela relação entre a quantidade de ondas registradas com determinada característica e a quantidade total de ondas.

Os espectros de onda mais utilizados na descrição de um tipo de mar são[4]:

- Espectro de Bretschneider;
- Espectro ISSC;
- Espectro JONSWAP (Joint North Sea Wave Atmosphere Program);
- Espectro de Pierson Moskowitz;
- Espectro Ochi-Hubble (menos usado)

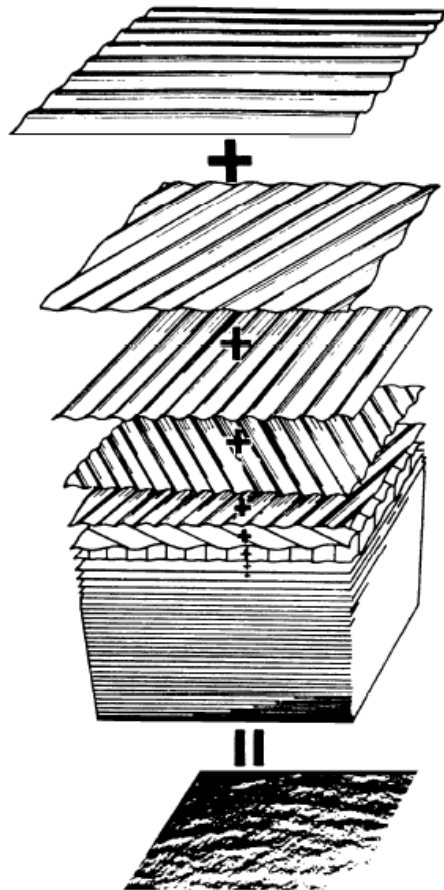


FIGURA 3.2: Soma de várias ondas regulares formando um mar irregular [12]

3.2.1. ESPECTRO DE PIERSON-MOSKOWITZ E JONSWAP

O espectro de mar é modelado a partir de equações matemáticas expressas em função de parâmetros como H_s e T_z (altura e períodos médios). O modelo de Pierson-Moskowitz é um modelo de espectro de dois parâmetros. Em geral é escrito em termos da frequência de pico ω_p , que corresponde à frequência em que a densidade de energia é máxima, e em termos de H_s e é dado por:

$$S_{PM}(\omega) = \frac{5}{16} H_s \frac{\omega_p^4}{\omega^5} \exp\left(-\frac{5}{4} \left(\frac{\omega}{\omega_p}\right)^{-4}\right) \quad (\text{Eq. 3.1})$$

Em que

$$\omega_p = \frac{2\pi}{T_p} \quad (\text{Eq. 3.2})$$

O espectro JONSWAP, utilizado no presente trabalho é dado pela equação a seguir:

$$S_J(\omega) = A_\gamma S_{PM}(\omega) \gamma^{\exp\left(-0.5 \left(\frac{\omega - \omega_p}{\sigma \omega_p}\right)^2\right)} \quad (\text{Eq. 3.3})$$

Em que

S_{PM} = espectro de Pierson-Moskowitz

$\gamma = 6.4 T_p^{-0.491}$ parâmetro adimensional de formato de pico

$A_\gamma = 1 - 0.287 \ln(\gamma)$ é um fator normalizador

σ = parâmetro de largura do espectro

T_p = período de pico que se relaciona com o período médio pela expressão abaixo:

$$T_Z = T_p \sqrt{\frac{5+\gamma}{10.89+\gamma}} \quad (\text{Eq. 3.4})$$

Apesar de o JONSWAP ser um espectro de cinco parâmetros normalmente dois ou três são em geral variados: ω_p , H_s e γ .

3.2.2. MOVIMENTOS DA UNIDADE FLUTUANTE

Uma unidade flutuante possui seis graus de liberdade e seus movimentos são considerados em um sistema de eixos cartesianos XYZ, três translações e três rotações. São eles:

- Roll (Jogo) – Rotação em torno do eixo X
- Pitch (Arfagem) - Rotação em torno do eixo Y

- Yaw (Guinada) - Rotação em torno do eixo Z
- Surge (Avanço) – Translação na direção do eixo X
- Sway (Deriva) - Translação na direção do eixo Y
- Heave (Afundamento) - Translação na direção do eixo Z

Os movimentos são esquematizados abaixo:

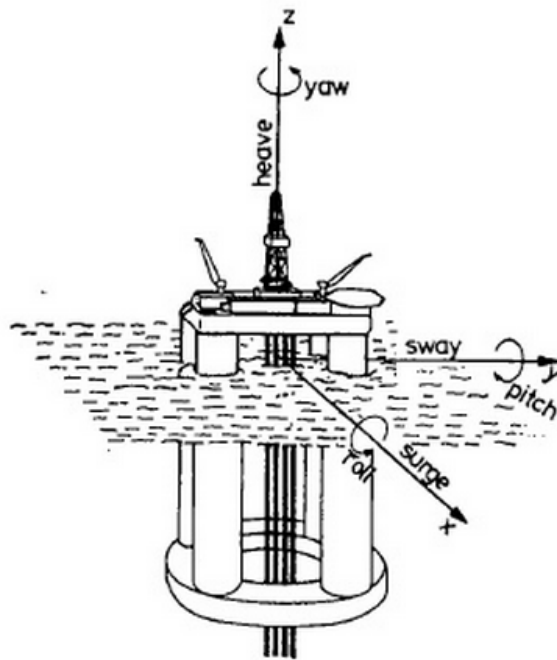


FIGURA 3.3: Graus de liberdade de uma unidade flutuante [9]

Na modelagem da unidade flutuante, os movimentos da embarcação são transmitidos a um determinado software por meio do RAO.

3.2.3. OPERADOR DE AMPLITUDE DE RESPOSTA (RAO – “RESPONSE AMPLITUDE OPERATOR”)

O RAO da embarcação usado na análise de risers pode ser originado de modelos analíticos ou de estimativas originadas de testes em modelos ou ainda através de programas. O RAO é função da frequência, mas também é função da direção de onda incidente.

O RAO é a resposta da embarcação à incidência de uma onda de um metro varrendo diversas frequências e diversas direções de incidência (em geral a cada 15°). A técnica no domínio da frequência, em geral a mais utilizada, consiste em determinar

inicialmente o RAO da embarcação. O espectro de movimento da embarcação pode então ser obtido por:

$$S_R(\omega) = [RAO_R(\omega)]^2 \cdot S_f(\omega) \quad (\text{Eq. 3.5})$$

sendo $S_f(\omega)$ o espectro JONSWAP para a onda incidente e $RAO(\omega)$ a resposta da embarcação para cada um dos seis graus de liberdade. A partir do espectro de movimento da embarcação os seus movimentos podem ser transferidos para o topo do riser.

Normalmente, escolhem-se 16 direções principais de incidência de onda ou de corrente. As mesmas são representadas na FIGURA 3.4.

A onda recebe o nome da direção da qual ela é proveniente. Por exemplo, uma onda NE (Nordeste) vem da direção Nordeste e vai para a direção SO (Sudoeste). Para as correntes, a convenção é no sentido contrário uma corrente NE (Nordeste) vem de SO (Sudoeste) e vai para o NE (Nordeste).

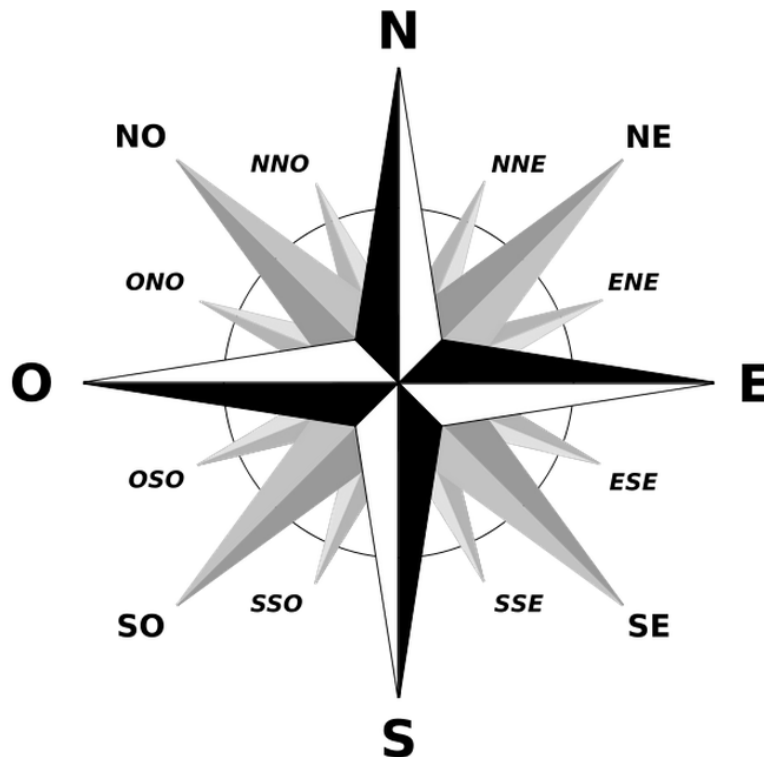


FIGURA 3.4: Rosa dos ventos com principais direções de incidência de onda e corrente

3.2.4. ANÁLISE DO DOMÍNIO DA FREQUÊNCIA X ANÁLISE NO DOMÍNIO DO TEMPO

Carregamentos devidos às ondas em um mar irregular podem ser obtidos pela superposição linear dos carregamentos devidos às componentes regulares das ondas. Cada componente possui uma frequência de ocorrência conforme mostrado na FIGURA 3.5. Supondo estado estacionário, as cargas e a resposta dinâmica da estrutura oscilam harmonicamente com a mesma frequência que a incidência de ondas. Este tipo de análise é chamado de análise no domínio da frequência.

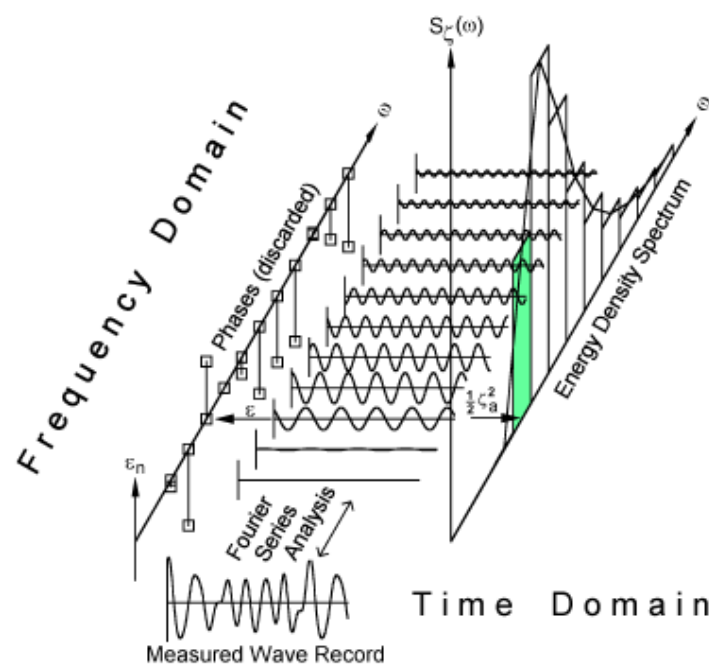


FIGURA 3.5: Análise no domínio de Tempo e da Frequência[14]

Alguns efeitos de carregamento dinâmico, entretanto, são fortemente não lineares e só podem ser analisados no domínio do tempo. A vantagem da análise no domínio do tempo, é que fornece as estatísticas das repostas sem fazer suposições sobre a distribuição da resposta da estrutura, além de não se perder as características originais da onda. Esse tipo de análise envolve integração numérica das equações de movimento e deve ser usada quando efeitos não lineares são importantes. [6].

O histórico de onda irregular no domínio do tempo pode ser expresso pela série de Fourier como a soma de um grande número de componentes de ondas regulares. A desvantagem desse tipo de análise é o tempo computacional exigido.

3.3. CARGAS DE CORRENTE

3.3.1. ESCOAMENTO DE FLUIDOS VISCOSOS

Osborne Reynolds, em 1883, observou que o escoamento de um fluido em um duto desenvolvia-se inicialmente em regime laminar e após determinado trecho tornava-se turbulento.

As forças que garantem o escoamento laminar são de origem viscosa. A viscosidade é a propriedade que um fluido tem de resistir à deformação quando submetido a forças de origem tangencial. Quando as forças inerciais (tendência que o fluido tem de se manter em movimento) superam as forças de origem viscosa, há um deslocamento relativo entre as camadas do fluido e o escoamento tende a tornar-se turbulento.

Reynolds observou que quanto maior a velocidade do escoamento mais abrupto era o processo de turbulência. Observou também que a velocidade do fluido escoando no duto variava ao longo de seu raio. Seu máximo valor ocorria no eixo de simetria da tubulação e seu valor mínimo (considerado zero) próximo às paredes do duto conforme mostrado na figura abaixo:

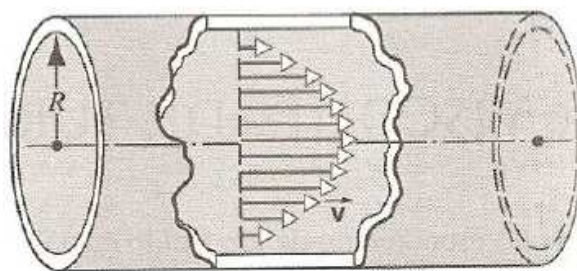


FIGURA 3.6: Escoamento de um fluido no interior do cilindro [15]

A viscosidade no escoamento de um fluido é análoga ao movimento de corpos sólidos. Quando um sólido é movimentado sobre o outro é necessário aplicar uma força para vencer o atrito. De acordo com a lei de Newton da viscosidade (definindo fluidos newtonianos), para uma dada tensão cisalhante agindo num elemento fluido, a razão com a qual o fluido se deforma é inversamente proporcional ao valor da viscosidade.

3.3.2. FORMAÇÃO DE VÓRTICES

Para um fluido com velocidade v constante, com um obstáculo em seu percurso, ocorrerá uma diminuição brusca de velocidade, que tenderá a zero, quando o fluido entrar em contato com o duto. A região próxima à superfície do obstáculo em que há a variação da velocidade do fluido devido ao atrito entre o fluido e a superfície é chamada de camada limite.

O ponto A de incidência do fluido no cilindro possui velocidade nula, sendo o ponto de maior pressão. Caso o fluido fosse ideal esse ponto ocorreria tanto para o ponto A quanto para o ponto C (FIGURA 3.7). Na trajetória do ponto A para o ponto B, ocorre aumento da velocidade e, conseqüentemente, diminuição da pressão. Quando o fluido passa para a trajetória B-C, o fluido real não acumulou energia cinética suficiente para vencer o gradiente de pressão adverso (devido à viscosidade do fluido). Ocorre então uma redução da velocidade até que haja um movimento do fluido na camada limite no sentido contrário ao fluxo devido ao gradiente negativo.

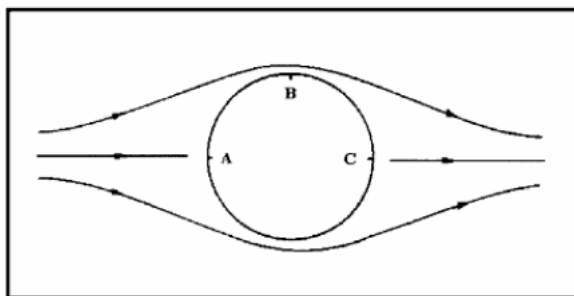


FIGURA 3.7: Escoamento de um fluido em torno de um cilindro [13]

O desprendimento de vórtices tem origem na separação do escoamento que ocorre na camada limite. O comportamento da pressão em torno do cilindro é função do número de Reynolds descrito no item subsequente.

3.3.3. NÚMERO DE REYNOLDS E PADRÕES DE DESPRENDIMENTO DE VÓRTICES.

O Número de Reynolds relaciona as forças inerciais e as forças viscosas e é dado por:

$$Rn = \frac{U.D}{\nu} \quad (\text{Eq. 3.6})$$

D = largura máxima da estrutura (m)

U = Velocidade do fluido (m/s)

ν = viscosidade cinemática do fluido (m²/s)

Quando há o desprendimento de vórtices, surge uma força transversal alternada no cilindro excitando movimentos oscilatórios. A variação do número de Reynolds se dá juntamente com a variação da velocidade do fluido. Quanto maior o número de Reynolds, maior a velocidade. Os diferentes padrões de desprendimento podem ser observados na FIGURA 3.8.

- Para um número de Reynolds menor que 5, o fluido encontra-se na camada limite e é caracterizado por ter somente forças viscosas e de pressão, e estar em regime laminar
- $300 < Rn < 1,5 \times 10^5$ – regime subcrítico. Nesta faixa, a camada limite é o desprendimento de vórtices é forte e periódico.
- $1,5 \times 10^5 < Rn < 3,5 \times 10^6$ – Região de transição . Esta faixa inclui a região crítica ($1,5 \times 10^5 < Rn < 3,5 \times 10^5$) e supercrítica ($3,5 \times 10^5 < Rn < 3,5 \times 10^6$). Nestas regiões, a camada limite se torna turbulenta e o coeficiente de arrasto do cilindro cai abruptamente.
- $Rn > 10^6$ – Regime pós-crítico. Nesta faixa, o desprendimento regular de vórtices é restabelecido com a camada limite turbulenta.






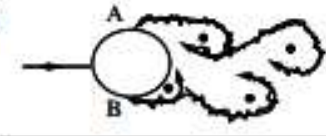
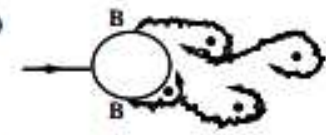


a)		Sem separação.	$Re < 5$
b)		Par fixo de vórtices simétricos	$5 < Re < 40$
c)		Esteira de Vórtices laminar	$40 < Re < 200$
d)		Transição para turbulência na esteira	$200 < Re < 400$
e)		Esteira completamente turbulenta A: Separação laminar da camada limite laminar	$300 < Re < 3 \times 10^5$ Subcrítico
f)		A: Separação laminar da camada limite laminar B: Separação turbulenta da camada limite laminar, mas camada limite laminar.	$3 \times 10^5 < Re < 3,5 \times 10^5$ Crítico (Baixa Transição)
g)		B: Separação turbulenta da camada limite laminar; camada limite parte laminar, parte turbulenta.	$3,5 \times 10^5 < Re < 1,5 \times 10^6$ Supercrítico
h)		C: Camada limite completamente turbulenta em um dos lados.	$1,5 \times 10^6 < Re < 4 \times 10^6$ Alta transição
i)		C: Camada limite completamente turbulenta para ambos os lados.	$4 \times 10^6 < Re$ Poscrítica

FIGURA 3.8: Descrição dos regimes de escoamento [14]

3.3.4. NÚMERO DE STROUHAL

Strouhal percebeu que ao se variar a velocidade de escoamento, a frequência de desprendimento de vórtices atrás de um cilindro estacionário é proporcional à razão da velocidade do escoamento e do diâmetro do cilindro, sendo dada por:

$$f_s = \frac{S_t U}{D} \quad (\text{Eq. 3.7})$$

f_s = frequência de desprendimento de vórtices

S_t = Número de Strouhal

U = Velocidade do Escoamento Uniforme

D = Diâmetro do Cilindro

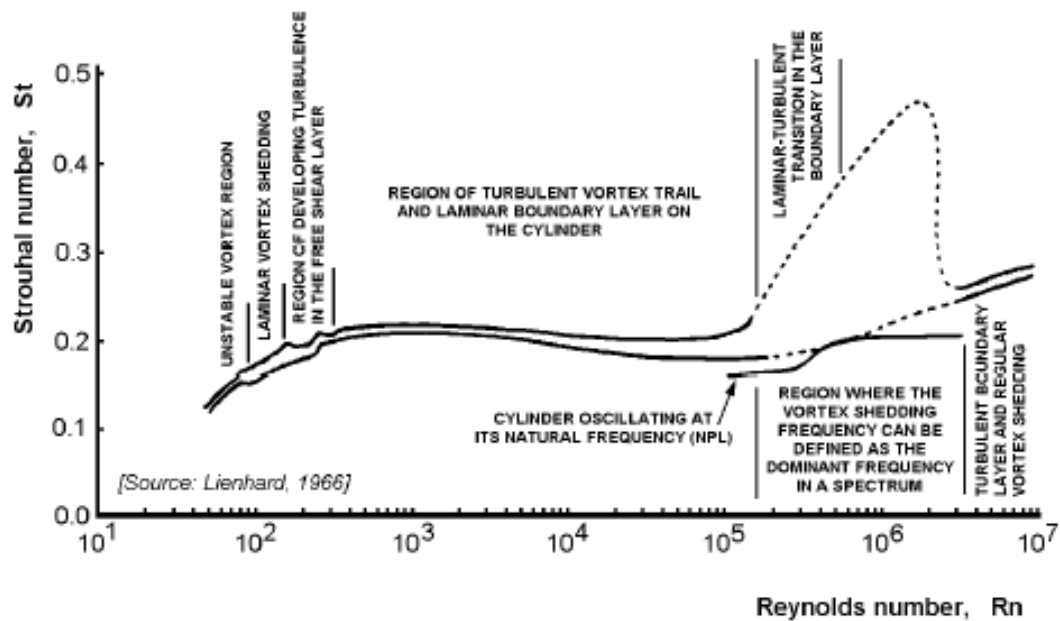


FIGURA 3.9: Número de Strouhal em função do número de Reynolds [12]

Para um cilindro liso estacionário, o número de Strouhal é uma função do número de Reynolds (Re). A relação entre St e Rn por um cilindro circular é dada na FIGURA 3.9.

Em certas velocidades de fluxo críticas, a frequência de desprendimento de vórtices pode coincidir com a frequência natural de movimento do duto, resultando em vibrações de ressonância. Quando a velocidade de fluxo é aumentada ou diminuída de modo que a frequência de desprendimento de vórtices se aproxima da frequência natural de vibração da estrutura, a frequência de oscilação do cilindro estaciona em um valor próximo da frequência natural, bem como a frequência de desprendimento de vórtices, e a amplitude de vibração da estrutura atinge um valor máximo. Este fenômeno é denominado de “lock-in”.

3.3.5. PARÂMETROS ADIMENSIONAIS

Alguns parâmetros adimensionais são necessários no estudo das VIV de modo a reduzir o número e a complexidade de variáveis experimentais.

a) Razão de aspecto ou índice de esbeltez:

A razão de aspecto é definida como a razão entre o comprimento característico do cilindro (L) e o seu diâmetro (D):

$$\frac{L}{D} = \text{índice de esbeltez} \quad (\text{Eq. 3.8})$$

b) Razão de massa (m^*)

A razão de massa é uma medida da importância relativa de flutuação no modelo. Relaciona a massa do fluido à massa do fluido deslocada:

$$m^* = \frac{m}{\frac{\pi}{4} \rho D^2} \quad (\text{Eq. 3.9})$$

Sendo m a massa linear do cilindro e ρ a densidade do fluido

c) Razão de amortecimento (ζ)

Representa a energia dissipada pela estrutura conforme ela vibra:

$$\zeta = \frac{\text{energia dissipada por ciclo}}{4\pi \times \text{energia total da estrutura}} \quad (\text{Eq. 3.10})$$

d) Razão de amplitude

Relaciona a amplitude de vibração (A_y) com o diâmetro da estrutura:

$$\frac{A_y}{D} \quad (\text{Eq. 3.11})$$

e) Velocidade Reduzida

A velocidade reduzida delimita a região relacionada a vibrações devidas ao desprendimento de vórtices, ou seja, a região onde a frequência da excitação devida ao desprendimento de vórtices se aproxima da frequência natural da estrutura.

$$v_r = \frac{U}{f_v D} \quad (\text{Eq. 3.12})$$

U = velocidade do fluido

f_v = frequência de vibração

D = maior dimensão da estrutura

f) Número de Reynolds (descrito na seção 3.3.3)

3.3.6. FORÇA EM CILINDROS SUBMETIDOS AO FENÔMENO DE VIV

Correntes podem dar origem a vibrações induzidas por vórtices (VIV) em estruturas delgadas e a movimentos induzidos por vórtices em estruturas de grande volume (VIM).

O vetor de velocidade de corrente varia com a profundidade, com o espaço e com o tempo, mas para a maioria das aplicações, o vetor pode ser considerado como um fluxo contínuo cuja velocidade é apenas função da profundidade.

A força de arrasto é uma das forças exercidas no cilindro quando ocorre uma excitação na estrutura. Pode ocorrer em duas direções “in-line” (na direção da esteira de vórtices) e “cross-flow” (transversal à esteira de vórtices).

Dois fatores compõem a força de arrasto: a pressão e a fricção. A fricção depende da superfície de contato do escoamento com o cilindro. Já a pressão depende do percurso do escoamento e, para cada região da trajetória do escoamento próximo ao cilindro, a pressão tem influência distinta (ponto A para o ponto B, será favorável, de B para C a pressão atuará adversa ao escoamento (ver seção 3.3.2)).

Quando há o desprendimento de vórtices, este se dá de forma alternada, de forma que o vórtice gerado exerce uma força oscilatória na direção transversal ao escoamento. Esta força denomina-se força de sustentação ou força de “lift” e é dada por:

$$F_L = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot U^2 \cdot C_L \cdot \sin(\omega_s \cdot t) \quad (\text{Eq. 3.13})$$

Onde:

F_L = Força de sustentação por unidade de comprimento;

ρ = Peso específico do fluido;

U = Velocidade do escoamento incidente no cilindro;

C_L = Coeficiente de lift (sustentação);

ω_s = Freqüência (angular) de desprendimento de vórtices;

t = tempo.

A força de sustentação provoca um deslocamento transversal no cilindro, que corresponde à amplitude de vibração da estrutura. A vibração gerará uma reação do fluido ao deslocamento provocado; esta reação denomina-se de força de arrasto “cross-flow” (transversal). A resposta “cross-flow” é muito mais significativa do que a resposta “in-line”

3.3.7. PERFIL DE CORRENTE

O efeito das correntes deve ser considerado no projeto de estruturas offshore. Uma corrente é caracterizada pelo seu perfil de velocidade, direção de incidência e probabilidade de ocorrência. O vetor de velocidade de corrente varia tanto em intensidade quanto em direção quando se aproxima do leito marinho. A direção de incidência da corrente é definida pela sua direção no topo.

A probabilidade de ocorrência de uma corrente é dada por medições realizadas na localidade em estudo. Um aparelho registra o perfil de velocidades da corrente e o número de horas durante a qual ela atua. A probabilidade de ocorrência é dada pela relação entre o tempo de duração da corrente e o tempo total das medições.

3.3.8. ANÁLISE NO DOMÍNIO DO TEMPO

O efeito da esteira de vórtices próxima à estrutura é simulado por um oscilador distribuído ao longo da linha em cada ponto discretizado. A dinâmica da esteira é descrita por duas variáveis (p e q) para escoamento in line e cross flow. Para a análise de VIV no domínio do tempo é utilizado o oscilador de Van de Pol descrito pela expressão a seguir:

$$\frac{\partial^2 q}{\partial t^2} + \varepsilon \omega_v(z)(q^2 - 1) \frac{\partial q}{\partial t} + \omega_v^{-2(z)} q - \nu \frac{\partial^3 q}{\partial t \partial z^2} - \frac{\partial^2 q}{\partial z^2} = f(y) \quad (\text{Eq. 3.14})$$

Em que q está associado ao arrasto das vibrações in line. O parâmetro ε mensura a magnitude de não-linearidade o coeficiente de difusão ν e o coeficiente de rigidez χ caracteriza o fenômeno de desprendimento de vórtices tridimensionalmente [20].

$$\omega_v(z) = 2\pi St \frac{U(z)}{D(z)} \quad (\text{Eq. 3.15})$$

ω_v = frequência de desprendimento de vórtices ou frequência de “shedding”

4. FADIGA

O fenômeno da fadiga tem sido estudado intensamente por ser uma das principais causas de falhas em estruturas submetidas a carregamentos dinâmicos. Fadiga é a falha estrutural de um material devido à aplicação de carregamentos cíclicos. Tais carregamentos provocam formação e propagação de trincas até a eventual ruptura da peça. Ao longo da vida útil da estrutura, a contínua aplicação e remoção de cargas provoca alteração permanente da microestrutura do material e, conseqüentemente, o aparecimento de fendas que diminuem a seção transversal da peça. A ruptura ocorre mesmo quando a peça está submetida a tensões inferiores ao limite de escoamento do material.

A Fadiga é dita cumulativa e progressiva uma vez que a trinca formada no material não desaparece ou diminui quando a peça repousa. É também um processo localizado dado que a ruptura do material em um determinado ponto depende pouco das tensões atuantes na peça como um todo. O problema da fadiga, em geral, fica restrito à região crítica da peça, não alterando significativamente o seu comportamento global e, portanto, não dando aviso prévio de colapso.

As fraturas das peças fadigadas podem ocorrer de forma brusca e inesperada e, por isso, têm que ser evitadas a qualquer custo nas estruturas potencialmente perigosas.

O processo de fadiga pode ser dividido em duas etapas:

- Processo de formação e crescimento microscópico da trinca.
- Propagação da trinca e ruptura do material.

Quando se lida com o material base, cerca de 90% do tempo de vida útil da estrutura está relacionado à primeira fase. Para estruturas com soldas, entretanto, considera-se que o tempo de iniciação da trinca é de 0% do tempo de vida útil.

Algumas metodologias são utilizadas no dimensionamento de estruturas à fadiga. As metodologias mais tradicionais são:

- Método S-N - método associado a cargas macroscópicas elásticas, usado para evitar o trincamento à fadiga.

- Método ϵN ou de Coffin Manson - pode ser usado para prever qualquer vida de iniciação, reconhecendo deformações elastoplásticas no material.

- Método de Paris (baseado na Mecânica da Fratura Linear Elástica) – usado para prever o tempo de vida para peças já trincadas.

Para o estudo proposto, o método S-N é o mais adequado uma vez que o objetivo é evitar o trincamento da peça.

4.1. MÉTODO S-N

O método S-N supõe que o comportamento de uma estrutura complexa, na etapa inicial de desenvolvimento de trincas, pode ser reproduzido de maneira simplificada utilizando corpos de prova adequadamente ensaiados que possuam as mesmas características da estrutura.

O método S-N é, de longe, o mais utilizado na prática, pois apesar de sua grande simplicidade possui muitas vantagens:

- Ao basear-se na análise linear de tensões, preserva o princípio da superposição;
- As informações são sintetizadas em uma única equação;
- Na maioria dos projetos estruturais o objetivo é evitar o trincamento da peça.

Desta forma, a resistência à fadiga de um material pode ser quantificada por meio das curvas S-N. As curvas S-N são curvas empíricas obtidas por meio do ensaio de corpos de prova submetidos a uma tensão alternada (cíclica) de amplitude constante. O ensaio é realizado para diversas amplitudes de tensão de modo que cada ponto da curva corresponde ao número de ciclos necessários para chegar-se à ruptura do corpo de prova quando uma determinada amplitude de tensão é aplicada.

A equação da curva S-N pode ser apresentada por:

$$N = \frac{A}{(S)^k} \quad (\text{Eq. 4.1})$$

ou na forma bilogarítmica, aplicando-se logaritmo em ambos os lados da igualdade

$$\log(N) = \log(A) - k \log(S) \quad (\text{Eq. 4.2})$$

em que:

S = variação de tensão no ponto (dupla amplitude de tensão)

N = número de ciclos de tensão que levam o material a ruptura

A e k = constantes do material obtidas por meio de ensaios.

A figura abaixo ilustra um exemplo de curva S-N utilizada para o dimensionamento à fadiga obtida da DNV-RP-C203 [5].

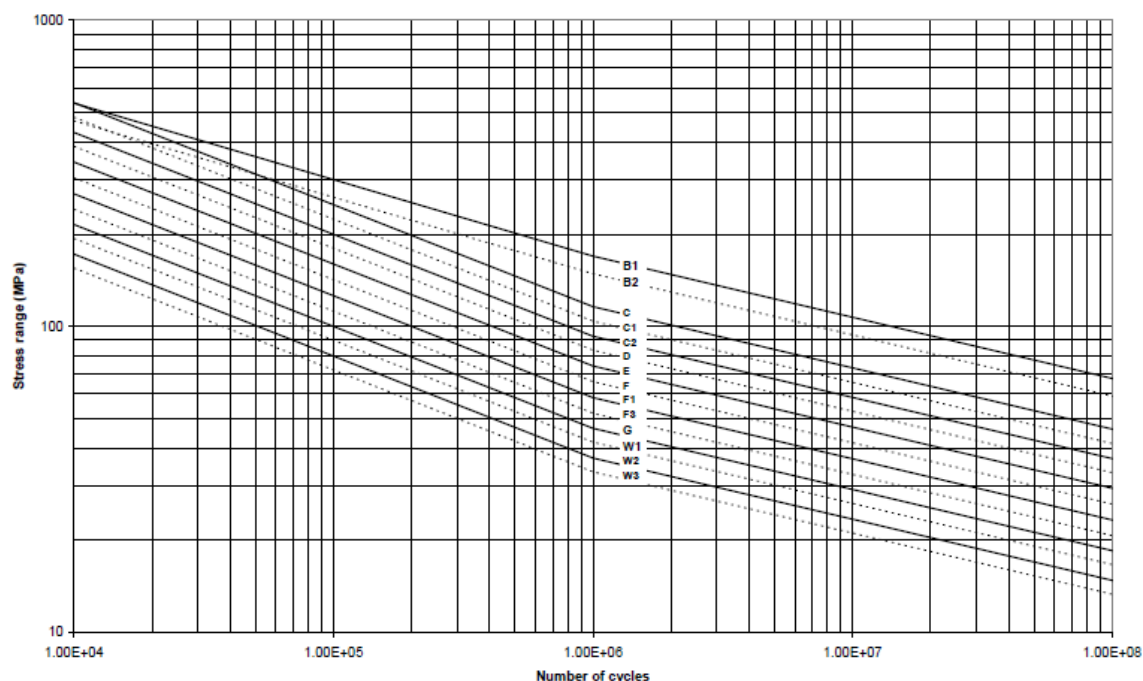


Table 2-2 S-N curves in seawater with cathodic protection						
S-N curve	$N \leq 10^6$ cycles		$N > 10^6$ cycles $\log \bar{a}_2$ $m_2 = 5.0$	Fatigue limit at 10^7 cycles*)	Thickness exponent k	Stress concentration in the S-N detail as derived by the hot spot method
	m_1	$\log \bar{a}_1$				
B1	4.0	14.917	17.146	106.97	0	
B2	4.0	14.685	16.856	93.59	0	
C	3.0	12.192	16.320	73.10	0.15	
C1	3.0	12.049	16.081	65.50	0.15	
C2	3.0	11.901	15.835	58.48	0.15	
D	3.0	11.764	15.606	52.63	0.20	1.00
E	3.0	11.610	15.350	46.78	0.20	1.13
F	3.0	11.455	15.091	41.52	0.25	1.27
F1	3.0	11.299	14.832	36.84	0.25	1.43
F3	3.0	11.146	14.576	32.75	0.25	1.61
G	3.0	10.998	14.330	29.24	0.25	1.80
W1	3.0	10.861	14.101	26.32	0.25	2.00
W2	3.0	10.707	13.845	23.39	0.25	2.25
W3	3.0	10.570	13.617	21.05	0.25	2.50
T	3.0	11.764	15.606	52.63	0.25 for SCF ≤ 10.0 0.30 for SCF > 10.0	1.00

*) see also 2.11

FIGURA 4.1: Curvas S-N (Tabela 2-2 da DNV) [5]

O carregamento de fadiga pode ser classificado como:

Carregamento de Baixo Ciclo: quando a ruptura ocorre para menos de 10^3 ou 10^4 ciclos.

Carregamento de Alto Ciclo: quando a ruptura ocorre para mais de 10^4 ciclos podendo chegar até 10^6 a 10^9 ciclos.

As curvas S-N são plotadas para $N \geq 10^4$, (fadiga de alto ciclo). Entretanto, para carregamentos de baixo ciclo há deformação excessiva na região de concentração de tensões (ver item subsequente). Por isso, para essas situações, seria mais adequado o cálculo das deformações, para levar em conta o comportamento não linear do material.

Em seus experimentos, Wöhler identificou uma faixa de tensões chamada de limite de fadiga, abaixo do qual uma trinca não se propaga. Tensões com amplitudes menores que esse limite não causariam danos ao material que teria uma vida a fadiga infinita. Esse comportamento, entretanto, não pode ser generalizado uma vez que determinados materiais não possuem um limite de fadiga efetivo, com a curva S-N decrescendo gradualmente.

É importante ressaltar que as curvas S-N são baseadas em tensões nominais, não levando em consideração efeitos de tensões residuais, térmicas ou concentração de tensões. No dimensionamento posterior da peça, devem ser considerados quaisquer detalhes que afetem a resistência do ponto crítico da peça. Esses efeitos são considerados pelo fator de concentração de tensões.

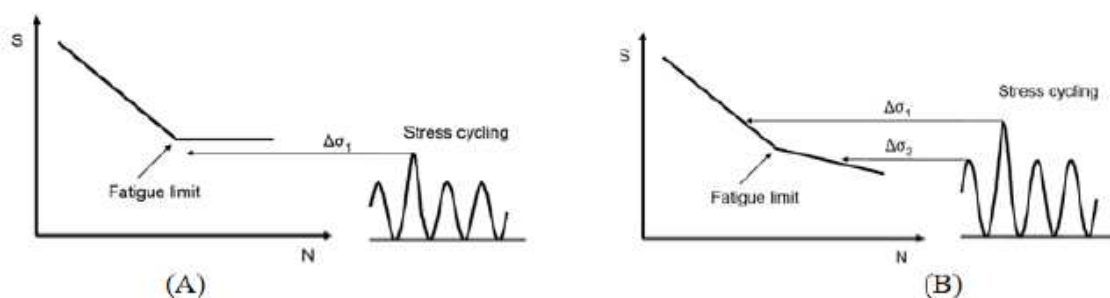


FIGURA 4.2: (A) Material para o qual a verificação é dispensada. (B) Material cuja verificação não pode ser dispensada. [5]

4.2. FATOR DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES (SCF-“STRESS CONCENTRATION FACTOR”)

O uso do corpo de prova em ensaios não reproduz fielmente a realidade. A estrutura possui orifícios e variação de seção devido à geometria da peça, ou sulcos devido a defeitos de fabricação que aumentam as tensões nas vizinhanças desses detalhes ou imperfeições. Assim, o uso de corpos de prova simplificados requer que, ao dimensionar-se posteriormente a peça, sejam considerados os efeitos de detalhes, como entalhes e furos que possam causar concentração de tensões.

A FIGURA 4.3 ilustra o comportamento de uma peça quando submetida a uma tensão nominal $\sigma_{nominal}$.

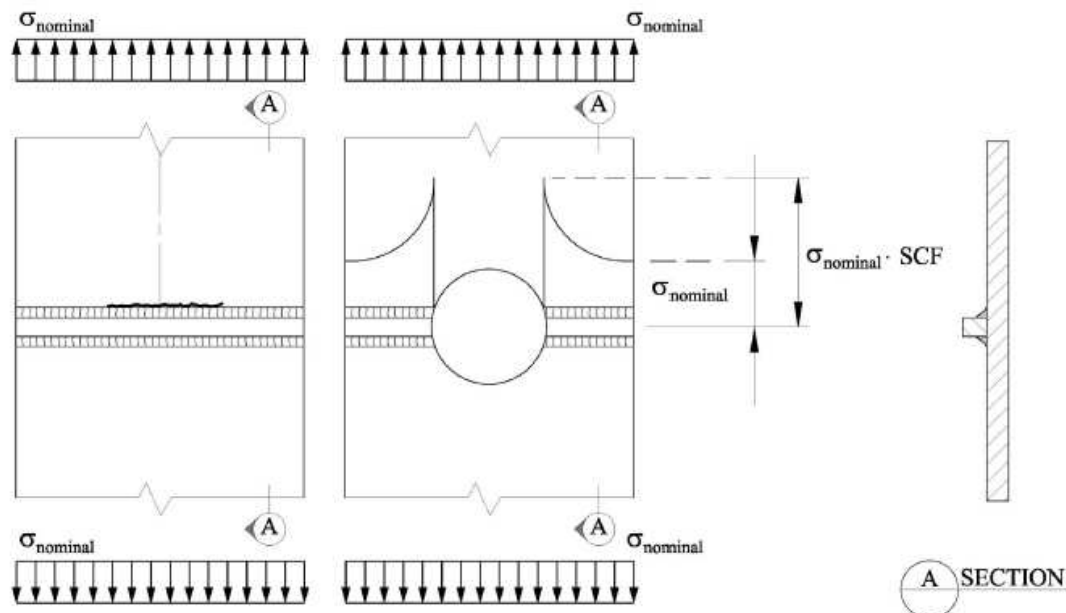


FIGURA 4.3: (A) Material para o qual a verificação é dispensada. (B) Material cuja verificação não pode ser dispensada. [5]

As fórmulas elementares de tensão usadas no projeto de estruturas são baseadas em peças com seção constante. Essas condições, no entanto, quase nunca ocorrem na realidade. A presença de detalhes e imperfeições na peça resulta na mudança da distribuição das tensões. Nas vizinhanças do furo, as tensões aumentam significativamente. As tensões que normalmente ocorreriam na seção da peça são intensificadas pela presença do orifício. Pode-se quantificar a intensificação das

tensões pelo fator de concentração de tensões (SCF - stress concentration factor) dado pela expressão abaixo:

$$\sigma_{hotspot} = SCF \cdot \sigma_{nominal} \quad (\text{Eq. 4.3})$$

O fator mede a relação entre a tensão máxima na fronteira da descontinuidade ($\sigma_{hotspot}$) e a tensão média ou nominal na seção transversal ($\sigma_{nominal}$).

Quando nos afastamos do detalhe, as tensões tornam a ser iguais às tensões nominais, pelo princípio de Saint Venant. Para chapas soldadas ou tubos soldados de grande diâmetro, temos que a expressão do fator de concentração de tensões é dada por [5]

$$SCF = 1 + \frac{3\delta_m}{t} e^{-\sqrt{t/D}} \quad (\text{Eq. 4.4})$$

Sendo:

t = espessura da parede do riser

D = Diâmetro do riser em que se quer calcular o dano à fadiga

$\delta_m = \text{Max}\{10\% t; 3\text{mm}\}$.

No processo de soldagem das estruturas submarinas, as tolerâncias são restritas. A expressão é função da máxima excentricidade permitida no processo de soldagem.

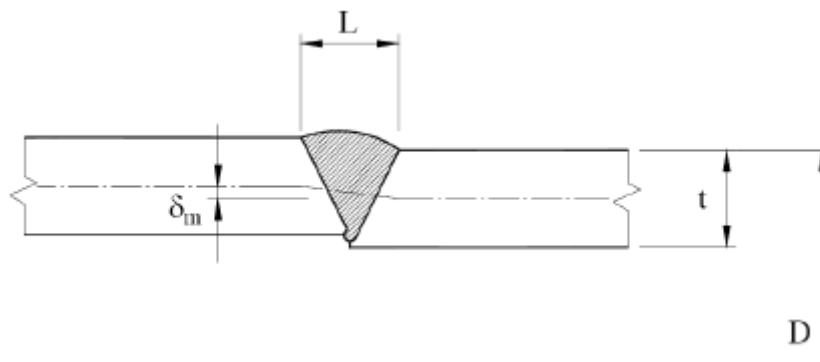


FIGURA 4.4: Excentricidade na soldagem de dois dutos. [5]

O fator de concentração de tensões deve incluir todas as tensões, levando em conta os efeitos associados com a geometria do conjunto e do tipo de carga, com exceção do efeito do entalhe de solda (FIGURA 4.5) que já está incluído na curva S-N. O fator de concentração de tensões pode ser calculado a partir de uma análise em um modelo de elementos finitos, testes de modelo ou equações empíricas baseadas em tais métodos. Em geral, o SCF depende da configuração da estrutura; a DNV 203 [5] propõe diferentes expressões dependentes de cada estrutura a ser analisada.

O processo de soldagem em “pipelines” e risers em geral é feito por meio de uma fenda simétrica com aplicação do aço de solda apenas na parte externa da estrutura. Para esse tipo de solda, a DNV recomenda o uso da curva D.

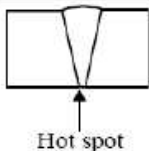
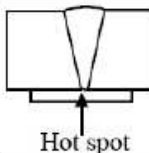
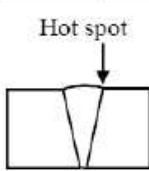
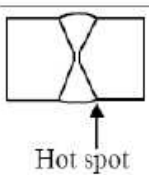
Description		Tolerance requirement	S-N curve	Thickness exponent k	SCF
Welding	Geometry and hot spot				
Single side		$\delta \leq \min(0.15t, 3 \text{ mm})$	F1	0.00	1.0
		$\delta > \min(0.15t, 3 \text{ mm})$	F3	0.00	1.0
Single side on backing		$\delta \leq \min(0.1t, 2 \text{ mm})$	F	0.00	1.0
		$\delta > \min(0.1t, 2 \text{ mm})$	F1	0.00	1.0
Single side			D	0.15	Eq.4.22
Double side			D	0.15	Eq.4.22

FIGURA 4.5: Detalhes de entalhe de solda. (Tabela 2-4 da DNV [5])

4.3. REGRA DE PALMGREN-MINER

A Regra dos danos acumulados de Palmgren-Miner sugere que a falha devido à fadiga ocorra quando a soma dos danos atinja a unidade (Dependendo do projeto pode ser considerado um valor menor). Cada ciclo de variação de tensão provoca um dano à estrutura. Este dano é dado por:

$$D = \frac{1}{N} \quad (\text{Eq. 4.5})$$

Em que N é o número de ciclos para a ruptura por fadiga para a variação de tensões S considerada. O valor N é obtido a partir da curva S-N.

A regra de Palmgren-Miner estabelece que os danos sejam acumulados de forma linear conforme mostrado na expressão abaixo:

$$\sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} = D_T \quad (\text{Eq. 4.6})$$

Em que:

k = número de diferentes ciclos de tensão na sequência de carregamentos ao qual a estrutura está submetida.

i = i-ésimo nível de tensão S na sequência de carregamentos

n_i = número de ciclos de carregamentos sofridos pela estrutura em um determinado nível de tensão S

N_i = número de ciclos de carregamentos necessários para levar a estrutura à ruptura em um determinado nível S de tensão (calculado pela curva S-N)

D_T = Dano total sofrido.

4.4. COEFICIENTES DE SEGURANÇA

Em geral, a vida à fadiga de cada membro da estrutura não deve ser menor que a vida útil pretendida para a estrutura como um todo multiplicada por um fator de segurança. Para a concepção o dano total D_T (item 4.3), não deve exceder a unidade.

O fator de segurança para o aço depende da consequência da falha e da possibilidade de inspeção. Elementos críticos são aqueles para os quais a falha pode ser catastrófica. Para estruturas inspecionáveis e cuja falha não é crítica, o fator de segurança sugerido pela API é 2 (referência API item 5.2.5). A tabela a seguir resume os fatores de segurança recomendados para cada tipo de estruturas:

Falha crítica	Inspecionável	Não Inspecionável
Não	2	5
Sim	5	10

FIGURA 4.6: Coeficientes de segurança para o cálculo de fadiga. (Tabela 5.2.5-1 da API[17])

Para o dano derivado do efeito de VIV nas estruturas, normalmente é utilizado um coeficiente de segurança igual a 20 devido às incertezas em prever os danos. Assim, a condição para que a estrutura atenda às especificações do projeto para o qual foi dimensionada é:

$$\sum_j SF_j D_j < 1 \quad (\text{Eq. 4.7})$$

D_j = a razão de dano à fadiga para cada tipo de carregamento (onda, corrente, instalação)

SF_j =o fator de segurança associado.

O tempo de vida da estrutura pode ser determinado pela expressão:

$$Vida = \frac{1}{\sum_j SF_j D_j} \quad (\text{Eq. 4.8})$$

5. METODOLOGIA E DESCRIÇÃO DO MODELO

O objetivo deste capítulo é apresentar a metodologia usada para a análise de fadiga provocada por ondas e correntes em risers rígidos tipo catenária (SCR's).

A metodologia em geral aplicada em projeto consiste em fazer uma seleção ("screening") das ondas e correntes que causem o maior dano, em geral, no mínimo 95% do dano total. A distribuição das condições de mar de um determinado campo é fornecida em um banco de dados chamado "Metocean". Os dados provenientes do "Metocean" são usados tanto para calibrar quanto para validar modelos.

5.1. EQUAÇÃO DA CATENÁRIA

Seja uma estrutura esbelta em equilíbrio sob ação de forças estáticas. O elemento infinitesimal do cabo de catenária é dado pela FIGURA 5.1:

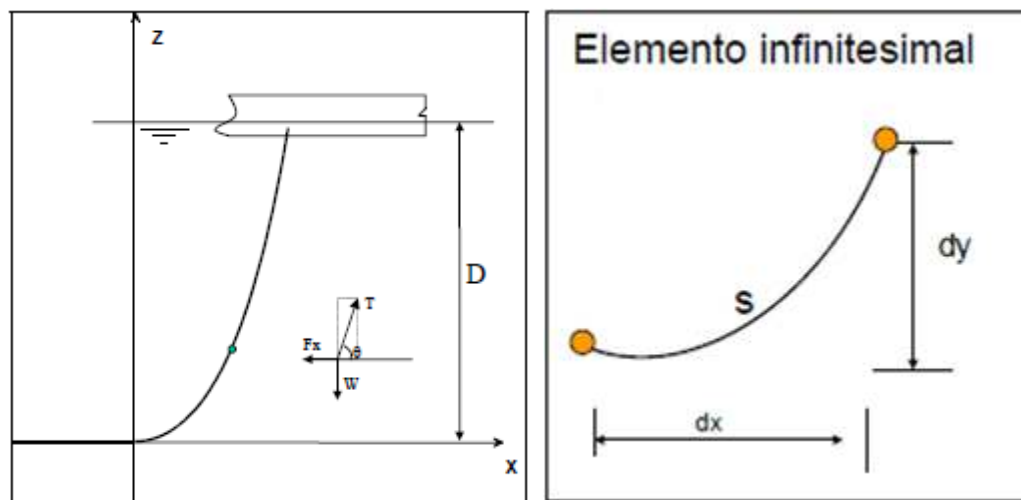


FIGURA 5.1: a) Sistema em equilíbrio global b) Elemento infinitesimal de catenária [18]

As equações estáticas de equilíbrio são dadas por:

$$\operatorname{tg}(\theta) = \frac{W}{F_x} = \frac{q \cdot s}{F_x} \quad (\text{Eq. 5.1})$$

W = peso total da catenária dado por: $q \cdot s$

q = peso submerso do cabo por unidade de comprimento

s = comprimento do cabo

T = força reativa de tração

Supondo a catenária uma curva plana, temos também que:

$$\operatorname{tg}(\theta) = \frac{dy}{dx} = \frac{1}{a} s \quad (\text{Eq. 5.2})$$

Onde o parâmetro da catenária “a” é dado por

$$a = \frac{Fx}{q}$$

Derivando a expressão 5.2 em relação à x e substituindo na expressão abaixo que fornece a relação geométrica entre os elementos infinitesimais da catenária (FIGURA 5.1 – b)

$$ds^2 = dy^2 + dx^2 \quad (\text{Eq. 5.3})$$

pode-se obter a equação diferencial da catenária, dada por:

$$\frac{d^2y}{dx^2} = \frac{1}{a} \cdot \left(1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2\right)^{1/2} \quad (\text{Eq. 5.4})$$

Resolvendo a equação diferencial em coordenadas cartesianas e utilizando a condição de catenária tangente ao solo com as seguintes condições de contorno:

$$y(0) = 0 \text{ e } \operatorname{tg}(0) = 0 \quad (\text{Eq. 5.5})$$

A expressão final é obtida e dada por:

$$y = a \left[\cosh\left(\frac{x}{a}\right) - 1 \right] \quad (\text{Eq. 5.6})$$

A dedução da curva da catenária é mais bem detalhada em QUEIJA[18]

5.2. TENSÕES E CURVATURA

A tensão em um riser é composta por duas parcelas: uma devido às forças axiais e outra devido ao momento fletor. A tensão pode ser escrita como:

$$\sigma = \frac{F}{A} + M \frac{y}{I} \quad (\text{Eq. 5.7})$$

Em que:

σ = tensão total

F = força de tração ou compressão no riser

A = área da seção transversal do duto

y = ponto em que a tensão está sendo calculada

I = inércia da seção

O Momento fletor pode também ser escrito como uma função da curvatura e é dado nesse caso por:

$$M = CEI \quad (\text{Eq. 5.8})$$

Em que E é o módulo de elasticidade do material e C é a curvatura. A tensão em função da curvatura pode ser escrita como:

$$\sigma = \frac{F}{A} + CEy \quad (\text{Eq. 5.9})$$

A curvatura pode, portanto, ser usada para estimar os valores de tensão ao longo da linha. As expressões da curvatura e do raio de curvatura são dadas segundo QUEIJA[18] por:

$$\text{Curv} = \frac{1}{\text{Raio}} = \frac{d\theta}{ds} = \frac{\frac{d^2y}{dx^2}}{\left(1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2\right)^{3/2}} \quad (\text{Eq. 5.10})$$

$$\text{Raio} = a \cosh^2\left(\frac{x}{a}\right) \quad (\text{Eq. 5.11})$$

O valor mínimo do Raio de curvatura é obtido derivando a expressão acima e chega-se a conclusão que o raio mínimo é para $x = 0$, ou seja, no TDP onde ocorrem os maiores momentos fletores.

5.3. ESTUDO DE CASO

Esta seção é dedicada à descrição dos casos estudados. Um software comercial de Elementos Finitos, usado em análises dinâmicas de risers, foi usado para verificar a sensibilidade do sistema à incidência de diferentes ondas e correntes.

5.3.1. DESCRIÇÃO DO RISER

O riser proposto é duto rígido em configuração de catenária livre, usado para transporte de gás e conectado a um FPSO. As principais características do sistema em estudo estão descritas abaixo:

Dados Gerais do Sistema	Dimensão	Unidade
Profundidade	2200	m
Diâmetro externo do duto	1	pol
Espessura das paredes do duto	30	mm
Módulo de Elasticidade	207	GPa
Coeficiente de Poisson	0,3	-
Tensão de escoamento (Aço X65)	448	MPa
Tensão de ruptura	531	MPa
Comprimento total da linha	4888	m

Tabela 5-1: Dados Gerais do sistema

- Junta de seção alargada (“Taper joint”)

A junta de seção alargada ou “taper joint” é um alargamento na seção do duto usado para absorver os momentos na conexão de topo com o FPSO. Foi adicionada uma junta no topo do duto de modo a reduzir os problemas de fadiga nessa região.

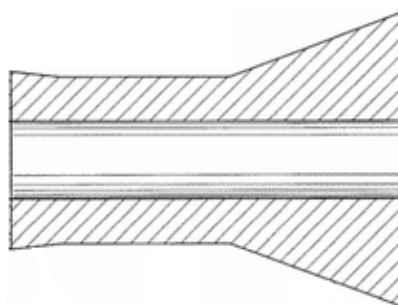


FIGURA 5.2: “Stressjoint”

Dados da Junta Alargada	Dimensão	Unidade
Diâmetro externo do duto no início da junta	690	mm
Espessura do duto no início da junta	125	mm
Diâmetro externo do duto no fim da junta	500	mm
Espessura do duto no fim da junta	32	mm
Comprimento do trecho alargado	5	m

Tabela 5-2: Dados da Junta Alargada

Condições de contorno:

- Junta Flexível ("Flexjoint" - item 2.2.4):

A junta flexível foi modelada como uma mola rotacional multilinear, apresentando maior rigidez flexional à medida que o ângulo de inclinação do duto aumenta no topo.

Dados da junta flexível		
Ângulo*	Rigidez	Unidade
10°	10	kN.m/°
30°	90	kN.m/°

(*) O ângulo de 10° equivale a uma variação em torno do eixo do riser de +/- 5°. O mesmo vale para o ângulo de 30°.

Tabela 5-3: Dados da junta flexível

- Conexão de fundo

As condições de contorno da conexão de fundo são deslocamentos em x, y e z impedidos. As rotações estão livres.

- Supressor de vórtices

Supressores de vórtices podem estar incluídos ao longo de todo o riser ou somente em pontos identificados como mais críticos. O supressor tipo helicoidal é o mais adotado ultimamente. Supressores servem para reduzir as amplitudes de vibração, e devem ser empregados cautelosamente, pois aumentam o arrasto.

Um supressor de vórtices foi incluído ao longo de 1000 metros do comprimento do duto (de 115m a 1115m) de forma a inibir o desprendimento de vórtices nessa região.

O modelo feito em programa de elementos finitos é mostrado na foto abaixo:

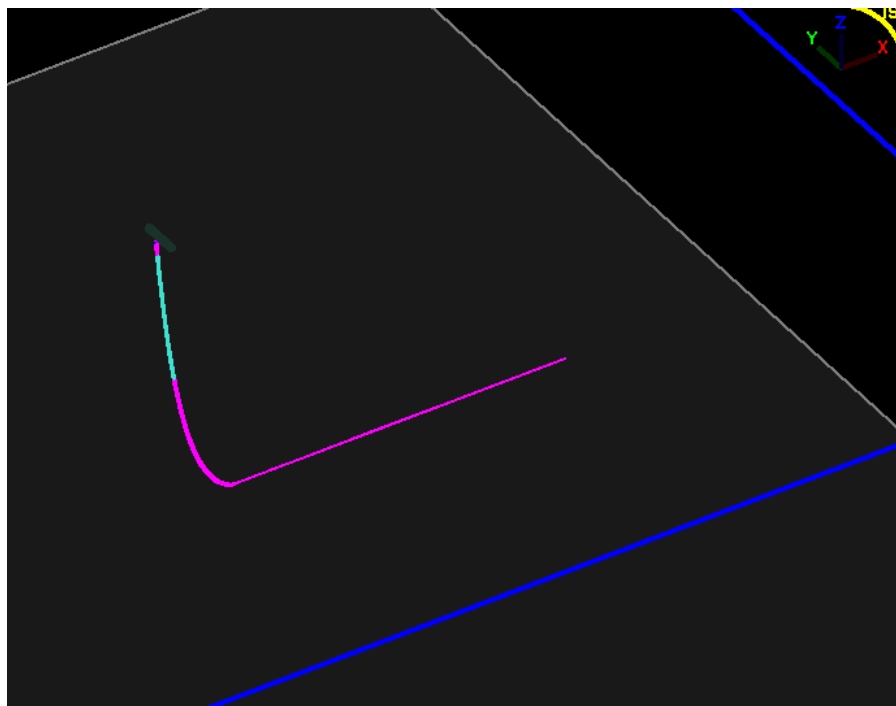


FIGURA 5.3: Esquema do FPSO

	Tamanho do Trecho(m)	Tamanho do elemento(m)
Taper joint	5	1,0
Seção 01	20	2,0
Seção 02	50	5,0
Seção 03	41	8,2
Supressor	1055	19,9
Seção 04	1007	10,1
Seção 05	895	9,9
Antes do TDP	155	9,7
TDP	660	2,0
Seção 06	30	6,0
Seção 07	50	10,0
Seção 08	920	20,0
Total	4888	

Tabela 5-4: Malha de Elementos Finitos

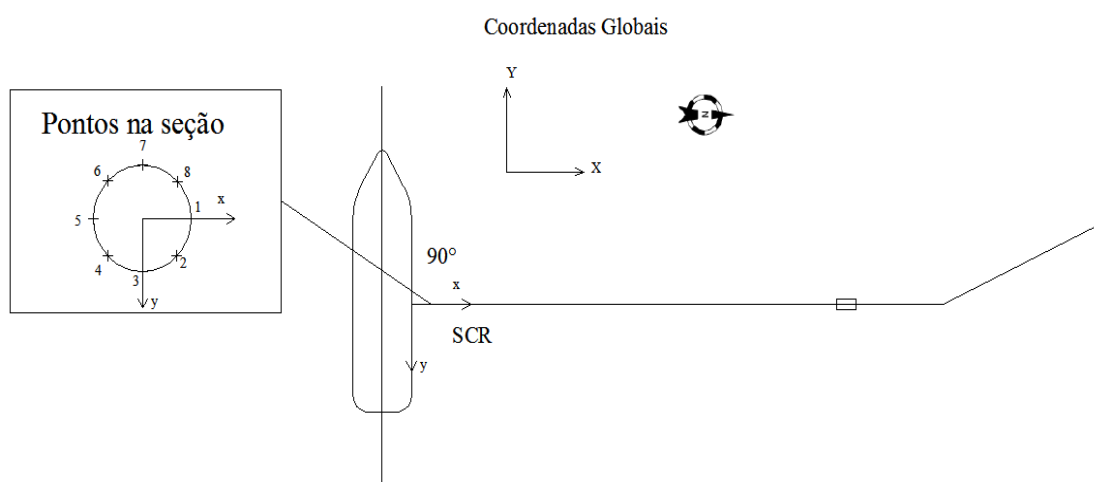
A malha de elementos finitos utilizada é mostrada na tabela acima. A linha foi dividida de modo que em regiões mais sensíveis como o topo e o TDP houvesse um maior número de elementos. Além disso, a transição entre as seções não pode ser muito brusca para evitar problemas de convergência.

5.3.2. UNIDADE FLUTUANTE:

A unidade flutuante utilizada será um FPSO, descrito no item 2.1.2. Os movimentos mais significativos da unidade flutuante para o cálculo da fadiga no FPSO são os de heave, roll e pitch (ver FIGURA 3.3).

O sistema de eixos do modelo está definido conforme apresentado abaixo:

- O eixo x coincide com o norte
- O eixo y coincide com o oeste.



- O eixo z é dado pela direção do produto vetorial entre x e y respectivamente.

FIGURA 5.4: Esquema do FPSO

O Azimute do FPSO (ângulo que a proa do navio faz com a direção X é de 90°)

As figuras a seguir apresentam o RAO do FPSO para esses três movimentos (FIGURA 5.5). O “heading” fornece o ângulo de incidência da onda em relação à proa do navio. O ângulo de incidência da onda é considerando 0° quando a onda incide na proa do navio e 180° quando a onda incide na popa.

O pico de resposta para o movimento de “heave” da estrutura ocorre para ondas de período entre 10 e 12 segundos incidindo a 90°. O mesmo ocorre para o movimento de “pitch” para uma onda incidindo a 65°. Já para o movimento de “roll”, o pico de resposta é dado para uma onda incidindo também a 90°, mas para um período de 16 a 18 segundos.

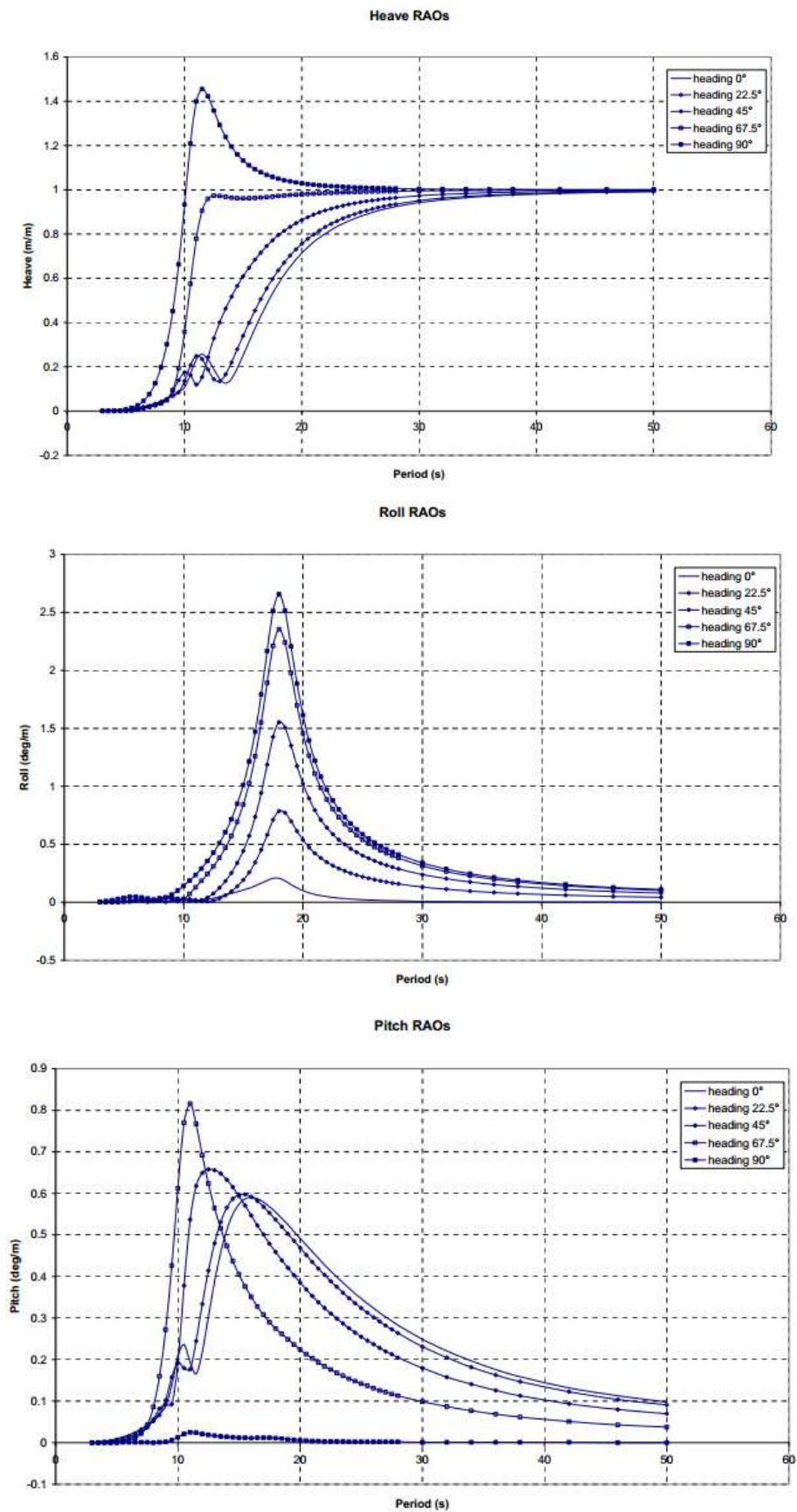


FIGURA 5.5: RAO do FPSO de heave, de roll e de pitch

5.3.3. CARREGAMENTOS

A análise de fadiga normalmente é realizada para verificar:

- Fadiga provocada por onda
- Fadiga provocada por corrente
- Fadiga devido à instalação do duto

As análises foram realizadas em relação aos carregamentos de onda e corrente.

- Carregamento de onda

Para verificar a sensibilidade da estrutura em relação à direção de incidência da onda, foi escolhida uma onda com as características abaixo:

Características da onda	
Direção de incidência	Leste (“Heading” = 90°) (*)
Período	10 segundos
Ocorrência	0,15%

(*) Observe que uma onda Norte seria proveniente da direção Norte indo para Sul e teria um “heading” (ou direção de incidência em relação ao Norte Global de 180°).

Tabela 5-5: Características da onda

O período de onda de 10 segundos foi escolhido de modo que se enquadrasse no período que fornecia a resposta de pico para o movimento de “heave” e pitch, (períodos de 16 e 18 segundos são mais raros no campo em estudo) sendo, portanto, uma onda com potencial para causar dano máximo à estrutura.

Verificou-se a sensibilidade do sistema em estudo em relação à direção de incidência da onda. A fadiga foi calculada nas dezesseis principais direções FIGURA 3.4. Observe que o ângulo de “heading” sempre indica para qual direção as ondas e as correntes estão seguindo.

As análises foram feitas no domínio de tempo devido à forte não linearidade do sistema. Por um período de 300 segundos, o programa gera ondas irregulares de menor amplitude do que a onda em questão. Em um dado momento o programa força a onda em estudo a incidir sobre o sistema. Em geral, o período de curto prazo de

ações ambientais é de 3 horas. Apesar do período de 300 segundos ser bastante conservativo é de uso corrente na prática do dimensionamento de estruturas “offshore”.

- Carregamento de corrente (Análise de VIV)

Para verificação do efeito das correntes sobre o sistema proposto, foi feito um estudo da fadiga na estrutura quando submetida às duas correntes abaixo, ambas de perfil não uniforme:

- Corrente de maior probabilidade de ocorrência
- Corrente mais severa com maior distribuição de velocidades

Característica das correntes			
Corrente	Direção de Incidência	Probabilidade de ocorrência	Velocidade no topo
Maior velocidade	263° (O)	0,013%	1,4m/s
Maior probabilidade de ocorrência	314° (SO)	4,500%	0,15m/s

Tabela 5-6: Características das correntes

Ao final da análise, a corrente com maior probabilidade de ocorrência foi verificada quanto à sua sensibilidade em relação à direção de incidência em oito principais direções (N,S,L,O,NE,NO,SO,SE). A corrente de maior velocidade somente foi verificada quanto a duas direções (N e L).

Para verificar como a estrutura se comporta, inicialmente é feita uma análise modal que identifica os modos de vibração da estrutura e a frequência natural de cada modo.

O perfil de corrente em geral é dado com diversas direções de incidência. É de uso corrente, no entanto, alinhar todas as direções para o cálculo do dano. Esse procedimento foi feito para todos os perfis de corrente.

5.3.4. CÁLCULO DA FADIGA – CURVAS S-N

A curva utilizada para o cálculo da fadiga foi a curva S-N bilinear “D” da DNV – RP- C203 (FIGURA 4.1):

$$\log(N) = -3,0 \times \log(S) + 11,764 \text{ para } N < 10^6 \text{ ciclos} \quad (\text{Eq. 5.12})$$

$$\log(N) = -5,0 \times \log(S) + 15,606 \text{ para } N > 10^6 \text{ ciclos}$$

O fator de concentração de tensões, calculado a partir da equação 4.4 usado tanto para o duto quanto para a junta alargada foi de 1,23.

Uma vez obtidas as variações de tensão, deve-se entrar na Curva S-N adequada para encontrar o número de ciclos que a estrutura resiste (N), uma vez que é conhecido o número de ciclos que a estrutura está sendo solicitada (n).

O dano é calculado pela Lei dos Danos acumulados de Palmgren-Miner apresentada no capítulo 4 através da equação 4.6. O tempo de vida da estrutura, então pode ser determinado através da equação 4.8.

Os resultados são calculados para cada um dos oito pontos em torno da seção do duto, conforme esquematizado na FIGURA 5.4. O dano máximo dentre todos os pontos na seção é apresentado como resultado no capítulo seguinte. O mesmo vale para tensões e momentos apresentados.

6. RESULTADOS E DISCUSSÕES

O presente capítulo é dedicado à apresentação dos resultados obtidos na análise do modelo descrito no capítulo anterior.

6.1. RESULTADOS NOMINAIS

Inicialmente, verifica-se o equilíbrio do sistema FPSO – catenária sem a inclusão de nenhum carregamento quase estático (corrente) ou dinâmico (onda). A posição da linha, a curvatura e a tensão axial em função da profundidade são mostradas nos gráficos a seguir:

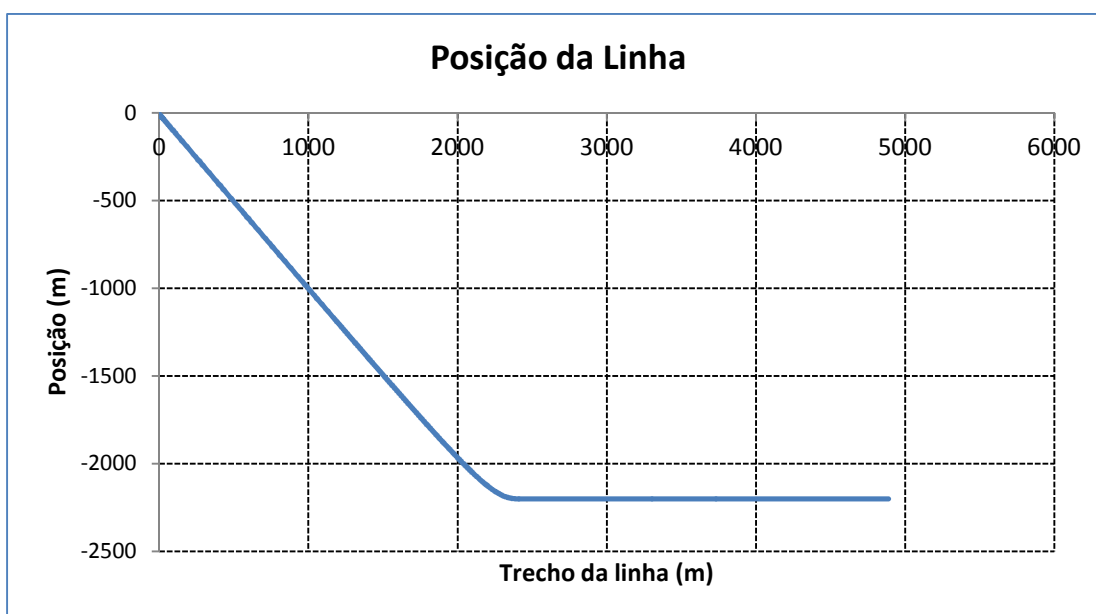


Gráfico 6-1: Profundidade da linha.

A máxima curvatura ocorre no TDP. O TDP se encontra aproximadamente na posição 2400 na linha. A tensão axial diminui linearmente com a diminuição do comprimento de linha pendurada até a região do TDP. Quando se aproxima do ponto de conexão no fundo, a tensão axial volta a subir conforme pode ser visto no **Gráfico 6-3**

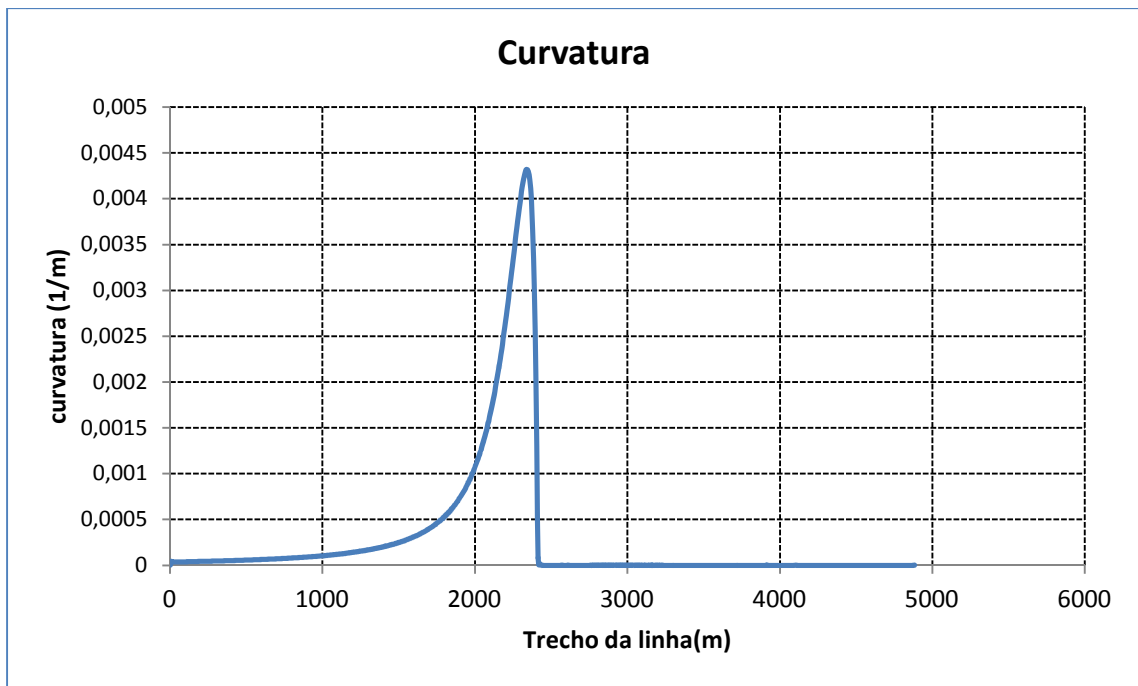


Gráfico 6-2: Curvatura da linha para o caso nominal

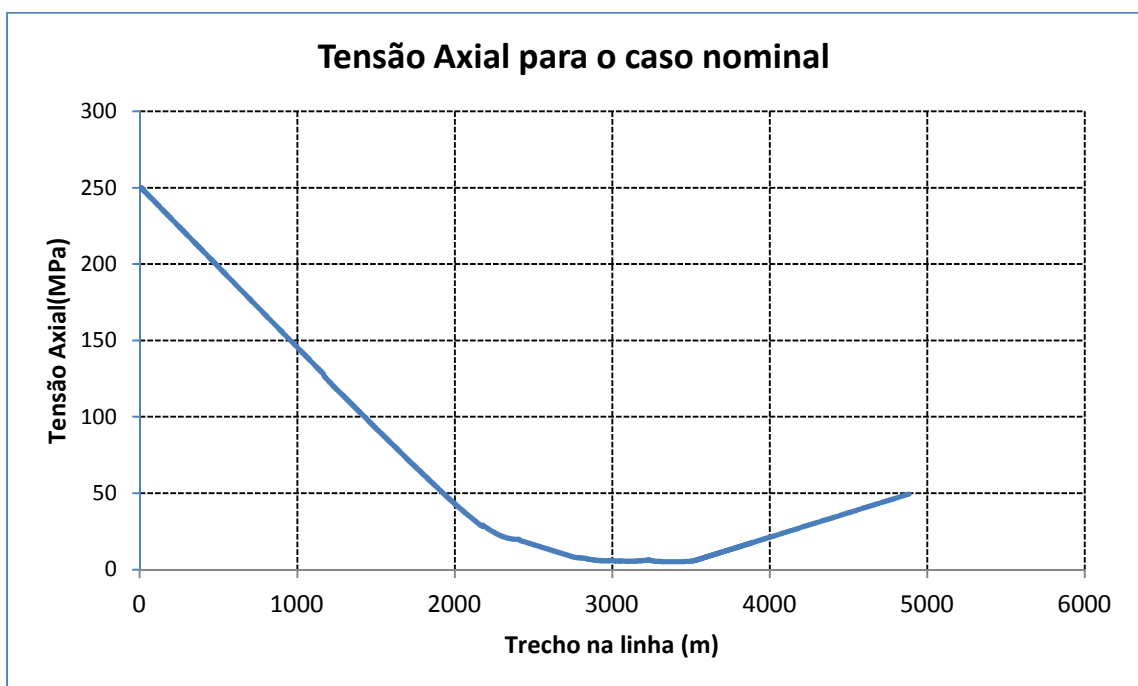


Gráfico 6-3: Tensão axial da linha para o caso nominal

6.2. RESULTADOS PARA CARREGAMENTO DE ONDAS

6.2.1. DISTRIBUIÇÃO DAS ONDAS AO LONGO DO TEMPO

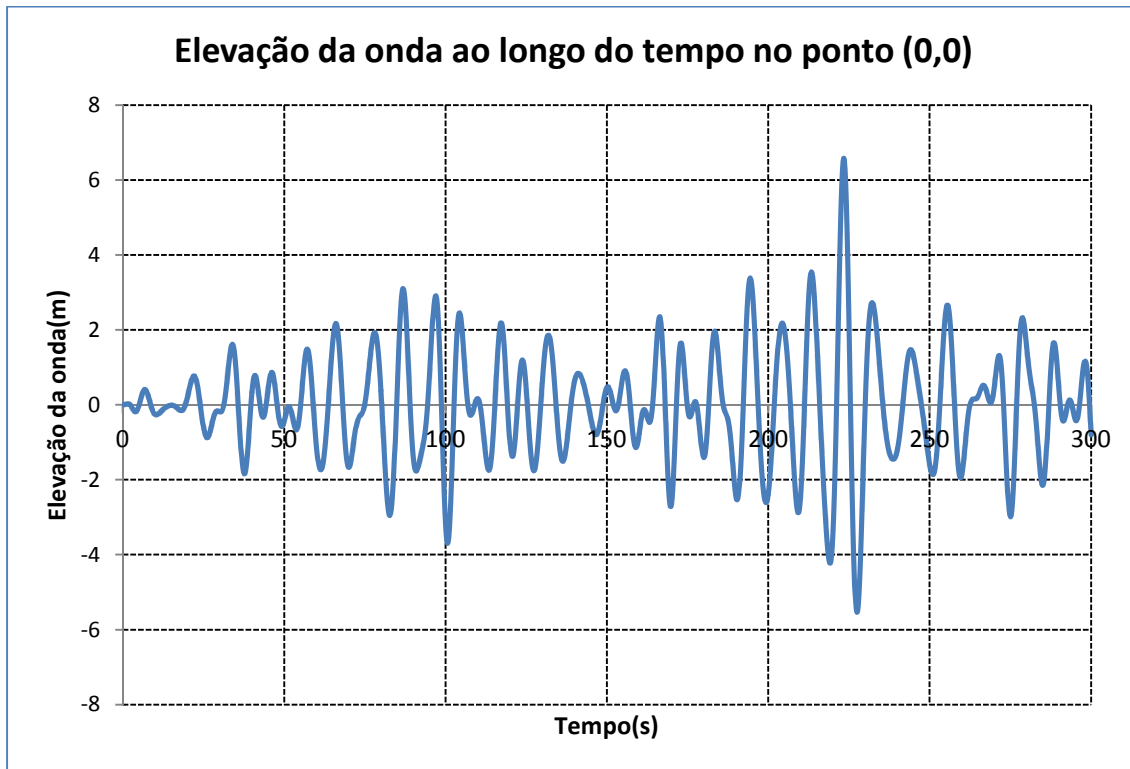


Gráfico 6-4: Elevação na onda ao longo do tempo

Conforme apresentado no item 5.3.3, a distribuição da elevação da superfície marinha é irregular ao longo do tempo.

6.2.2. SENSIBILIDADE DA ESTRUTURA EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE INCIDÊNCIA DAS ONDAS

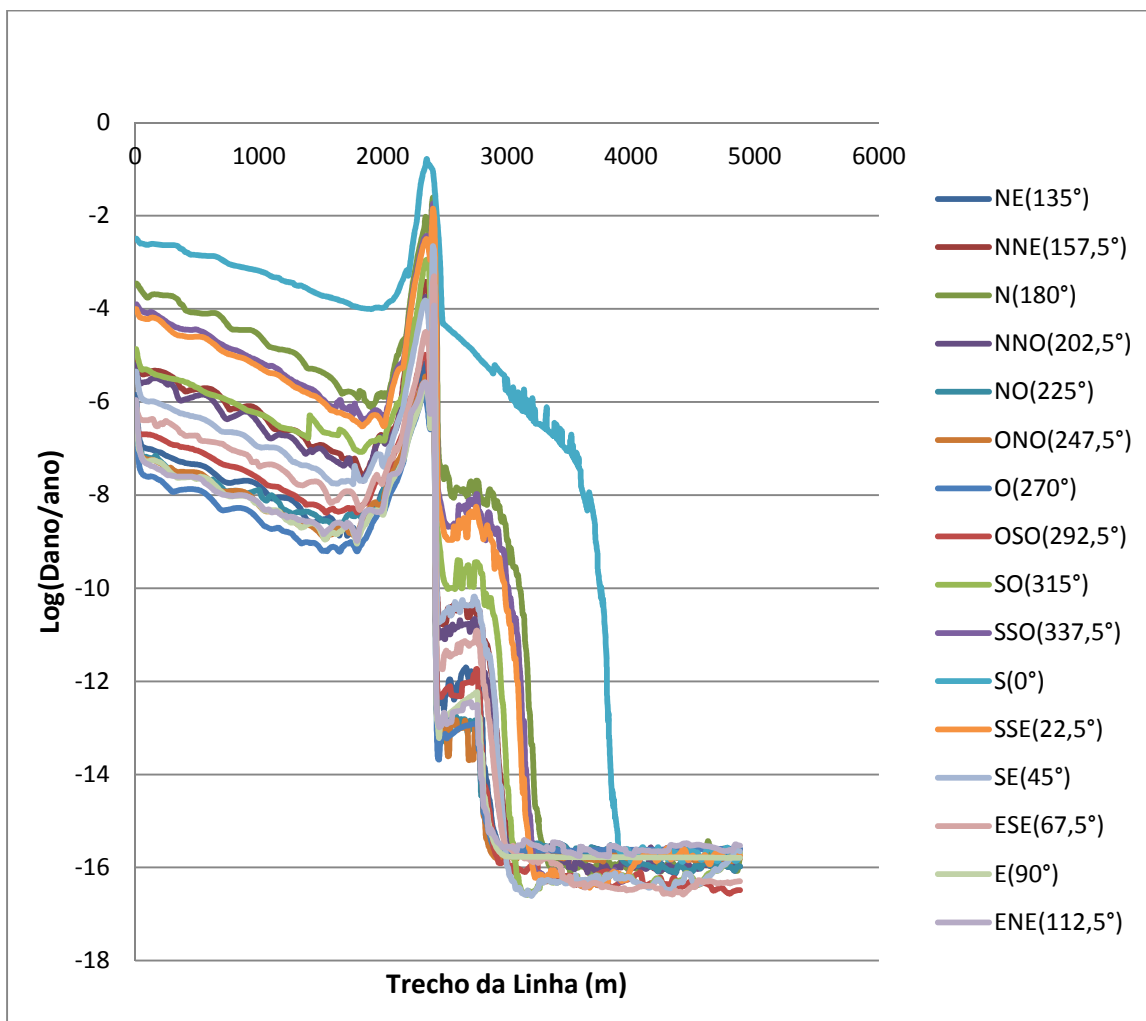


Gráfico 6-5: Dano provocado pelo carregamento de ondas em todas as direções

O gráfico apresenta o logaritmo do dano por ano na estrutura ao longo do duto. O dano máximo ocorre para a região de contato da estrutura com o solo, independente da direção de incidência da onda.

O tempo de vida da estrutura calculado pela expressão 4.8, já levando em consideração o fator de segurança (igual a 10 - ver FIGURA 4.6), é apresentado na tabela abaixo. O tempo de vida é calculado levando em consideração o dano máximo na linha para cada direção de onda:

Direção da onda	Dano máximo (1/ano)	Abscissa (m)	Tempo de vida útil da estrutura (anos)
NE (135°)	1,57E-04	2411,83	638
NNE(157,5°)	3,38E-03	2411,83	30
N(180°)	2,43E-02	2402	4
NNO(202,5°)	2,37E-03	2411,83	42
NO(225°)	1,08E-04	2401,88	922
ONO(247,5°)	1,02E-04	2401,88	977
O(270°)	5,63E-05	2401,88	1775
OSO(292,5°)	3,61E-04	2411,83	277
SO(315°)	4,31E-03	2401,88	23
SSO(337,5°)	1,80E-02	2401,88	6
S(0°)	1,63E-01	239,94	1
SSE(22,5°)	1,41E-02	2401,88	7
SE(45°)	2,19E-03	2401,88	46
ESE(67,5°)	4,87E-04	2401,88	205
E(90°)	7,28E-05	2401,88	1373
ENE(112,5°)	1,04E-04	2401,88	963

Tabela 6-1: Tempo de vida útil da estrutura considerando carregamentos de onda

Para o projeto de um sistema “offshore” em geral é necessário um tempo de vida da estrutura de cerca de 30 a 35 anos, dependendo do poço a ser prospectado. Nota-se que o navio FPSO possui grande sensibilidade às ondas extremas incidindo lateralmente e, ao transmitir esses movimentos ao duto, reduz o tempo de vida útil do mesmo. As direções críticas, que possuem tempo de vida útil menores ou iguais a 35 anos, são apresentadas na figura abaixo:

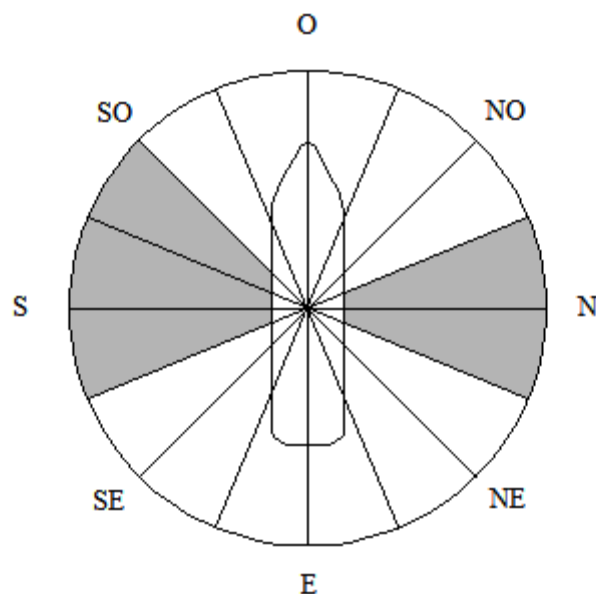


FIGURA 6.1: Direções Críticas

Outra região sensível da estrutura é a conexão no topo. Dependendo da condição de contorno apresentada, o dano nessa região pode aumentar consideravelmente. Para conexões engastadas, o dano na conexão de topo torna o projeto inviável mesmo para a direção com menor dano. Isso ocorre porque todo o movimento do FPSO é transmitido para o duto causando grandes momentos fletores nessa região e no TDP. Os danos e o tempo de vida para a conexão de topo estão apresentados na tabela a seguir:

Direção da onda	Dano no topo(1/ano)	Tempo de vida útil da estrutura (anos)
NE (135°)	1,39E-06	71889
NNE(157,5°)	8,71E-06	11486
N(180°)	3,32E-04	301
NNO(202,5°)	5,91E-06	16927
NO(225°)	4,35E-07	229796
ONO(247,5°)	5,49E-07	182007
O(270°)	3,87E-07	258542
OSO(292,5°)	3,97E-07	251726
SO(315°)	1,29E-05	7738
SSO(337,5°)	1,18E-04	845
S(0°)	3,08E-03	32
SSE(22,5°)	9,27E-05	1078
SE(45°)	4,17E-06	23967
ESE(67,5°)	7,19E-07	139103
E(90°)	7,66E-07	130528
ENE(112,5°)	1,05E-06	95353

Tabela 6-2:Tempo de vida útil da estrutura considerando carregamentos de onda

6.2.3. ENVELOPE DE MOMENTOS FLETORES E TENSÕES AO LONGO DA CATENÁRIA PARA A DIREÇÃO SUL

Para a onda de direção de incidência Sul (que apresenta os maiores danos), podemos observar que as maiores amplitudes de tensão assim como as maiores diferenças entre tensão máxima e mínima não ocorrem para o TDP e sim para um trecho do riser apoiado no solo (ver Gráfico 6-8).

Para o caso da onda sul, quando os movimentos de heave e roll da plataforma se associam, a linha pode ser submetida a um pulso que provoca altos valores de

tração ou de compressão. Observado o envelope de momentos fletores, podemos perceber que esse fenômeno é fruto das forças axiais no duto.

A compressão da linha pode inviabilizar o projeto devido à flambagem do duto mesmo que o dano na estrutura esteja abaixo dos valores permitidos. É importante verificar também que a tensão máxima no duto está acima da tensão de ruptura do aço o que provocaria seu colapso.

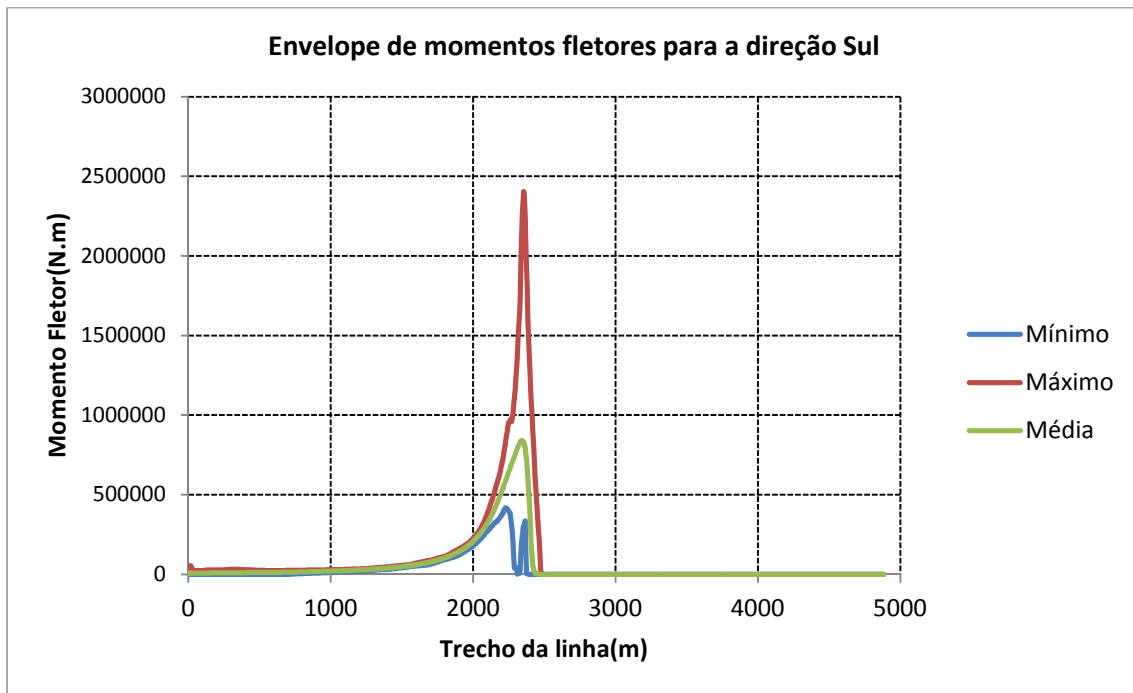


Gráfico 6-6: Envelope de momentos fletores para a direção de maior dano

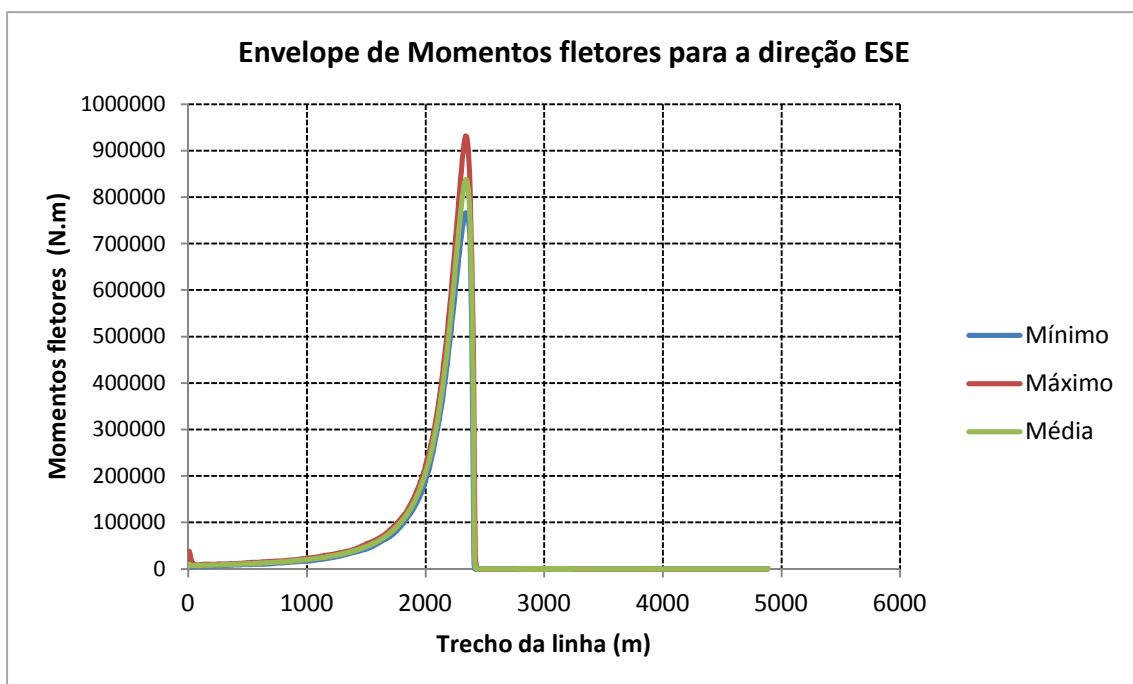


Gráfico 6-7: Envelope de momentos fletores para a direção ESE

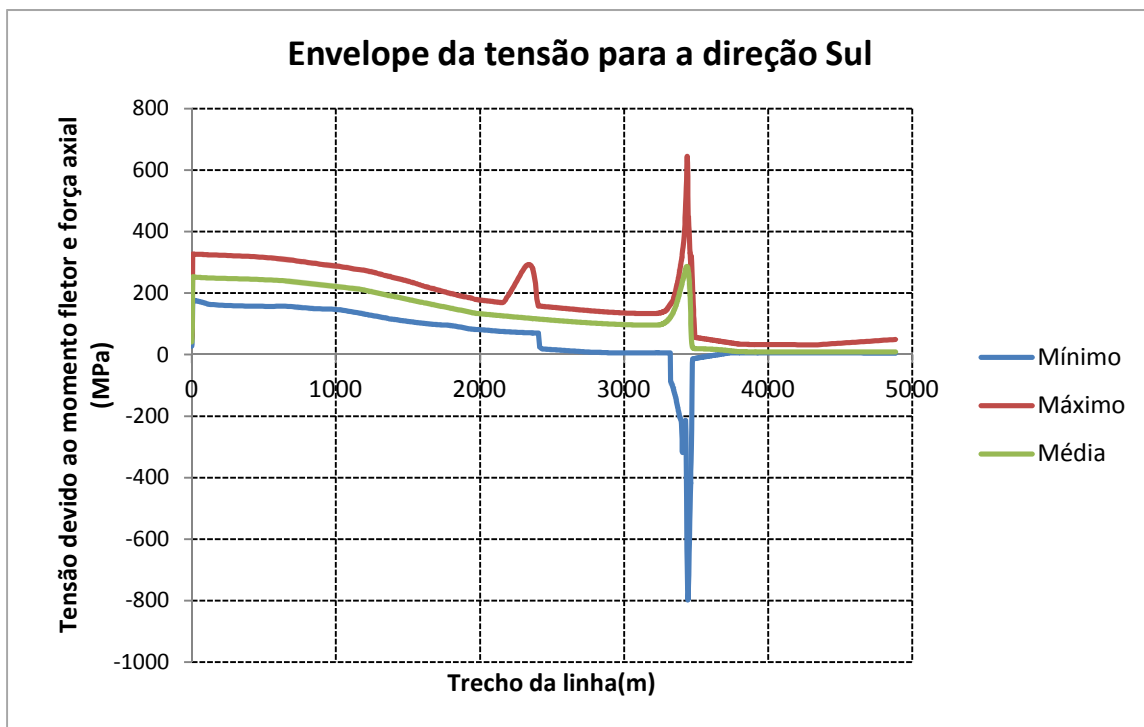


Gráfico 6-8: Envelope de tensões para a direção de maior dano

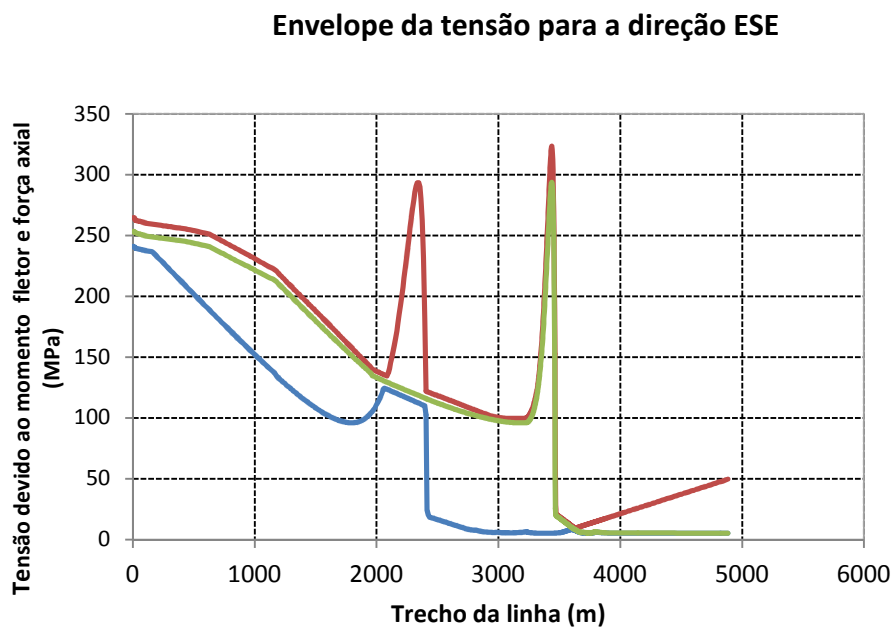


Gráfico 6-9: Envelope de tensões para a direção ESE

Quando comparamos os valores de momentos fletores e tensão obtidos para a onda Sul com os valores da onda ESE incidindo a $22,5^\circ$ com a popa do navio, podemos notar que tanto os momentos quanto as tensões são drasticamente reduzidos. O pulso continua ocorrendo, mas causa tensões menores na linha.

6.3. RESULTADOS PARA CARREGAMENTO DE CORRENTES PARA DETERMINAÇÃO DO DANO DEVIDO AO VIV

6.3.1. DISTRIBUIÇÕES DAS VELOCIDADES DO FLUIDO

As distribuições das velocidades do fluido ao longo da profundidade para as duas correntes analisadas são apresentadas abaixo:

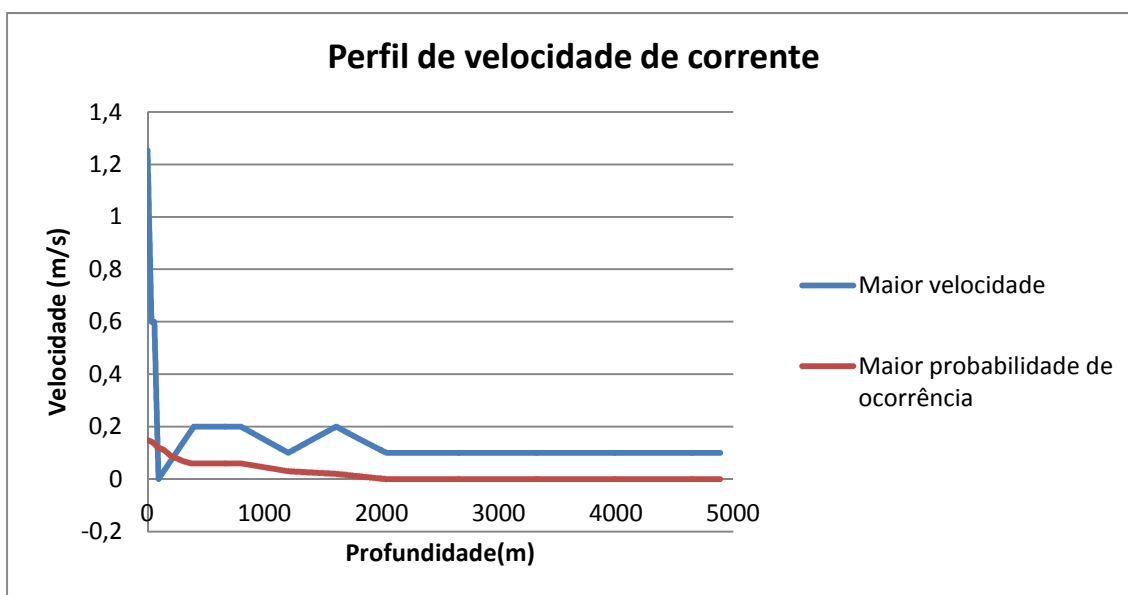


Gráfico 6-10: Perfil de corrente para os casos analisados

6.3.2. MODOS E AMPLITUDES DE VIBRAÇÃO

As frequências dos cinco primeiros modos naturais de vibração da catenária são apresentadas abaixo:

Modos de vibração	Frequências (Hz)
1	0,0138
2	0,0188
3	0,0345
4	0,0502
5	0,0644

Tabela 6-3: Primeiros modos de vibração da estrutura

O primeiro modo de vibração é o mais facilmente excitável, pois ocorre para a menor frequência. Quando o primeiro modo é excitado, a catenária vibra como um pêndulo. O trecho mais próximo ao solo vibra com maior amplitude (ver gráfico abaixo)

mesmo estando sujeito a velocidades de fluido menores quando comparado com o trecho superior. O trecho inferior está sujeito, portanto às maiores tensões. As amplitudes de vibração para cada um dos dois casos são apresentadas abaixo:

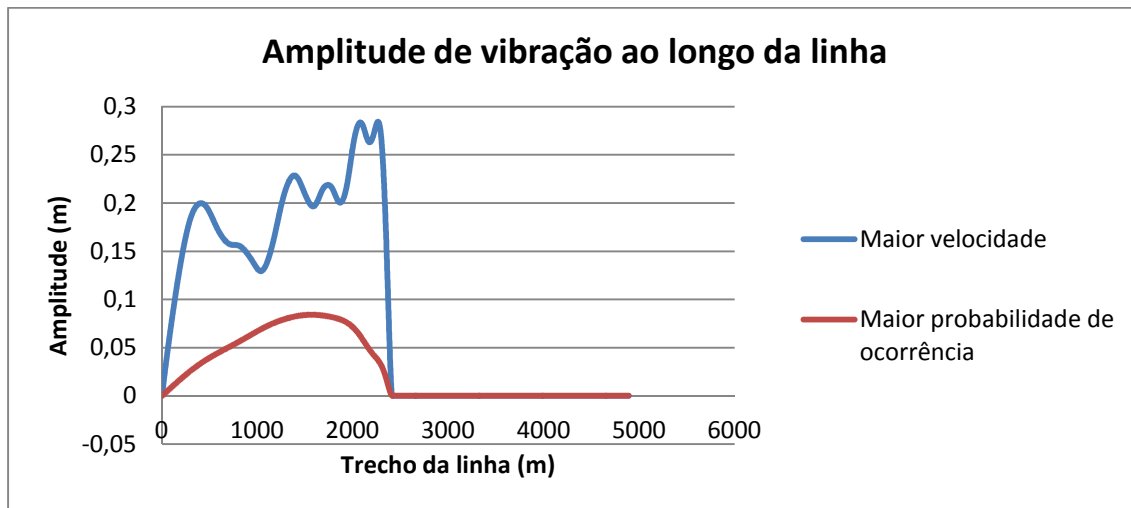


Gráfico 6-11: Amplitude de vibração ao longo da linha

Observando o gráfico acima, é possível concluir que a amplitude de movimento da estrutura é maior para a corrente de maior velocidade. Como o cálculo das amplitudes não leva em conta a probabilidade de ocorrência de cada corrente. Esse resultado já era esperado, porque quanto maior a corrente maior será a frequência de excitação e o modo excitado. Consequentemente, maiores serão as amplitudes de tensão devido as maiores curvaturas e maior, também, será o dano. .

A tabela abaixo mostra o número de Reynolds para o topo da linha. Enquanto a corrente de 0,15 m/s de velocidade provoca o desprendimento de vórtices em regime subcrítico, a corrente de 1,4 m/s provoca o desprendimento em regime de transição supercrítico. O número de Reynolds é diretamente proporcional à velocidade da corrente e, portanto, sua distribuição é a mesma que o perfil de velocidade (ver Gráfico 6-10):

Número de Reynolds	
Maior velocidade	6,51E+05
Maior probabilidade de ocorrência	7,71E+04

Tabela 6-4: Número de Reynolds

6.3.3. TENSÃO MÁXIMA AO LONGO DA LINHA

As máximas tensões ao longo da linha são mostradas no gráfico a seguir:

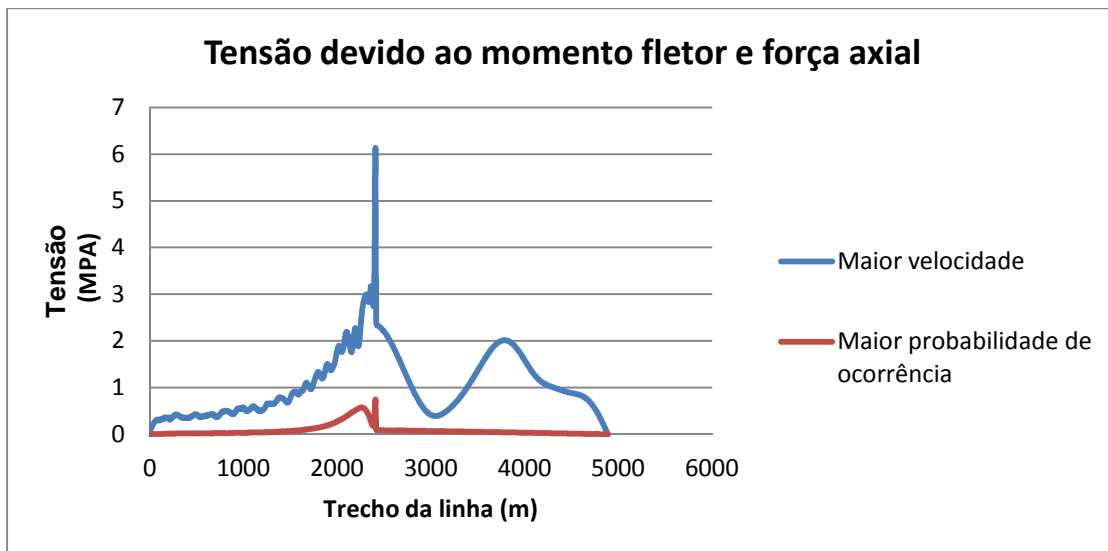


Gráfico 6-12: Tensões ao longo da linha devido às correntes

As maiores amplitudes de tensão ocorrem para a região do TDP para os dois perfis de corrente. Assim como no caso da amplitude, as tensões independem da probabilidade de ocorrência de cada uma das correntes.

A distribuição de tensões devido à corrente de maior probabilidade de ocorrência é mais bem detalhada no gráfico abaixo:

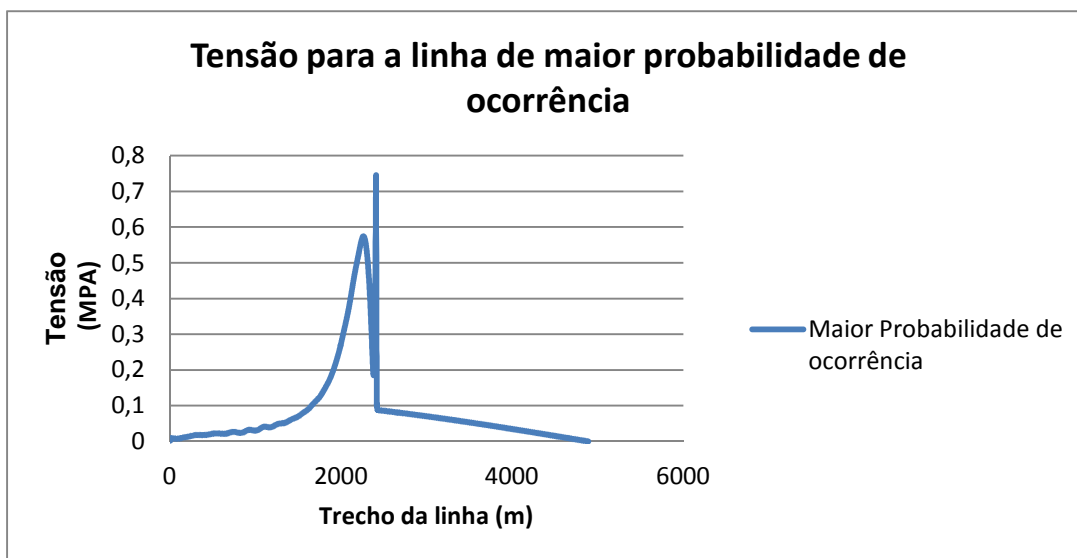


Gráfico 6-13: Tensão na linha devido à corrente de maior probabilidade de ocorrência.

6.3.4. DANO DEVIDO À FADIGA AO LONGO DA LINHA

O dano devido à fadiga é dado em relação a 1 ano:

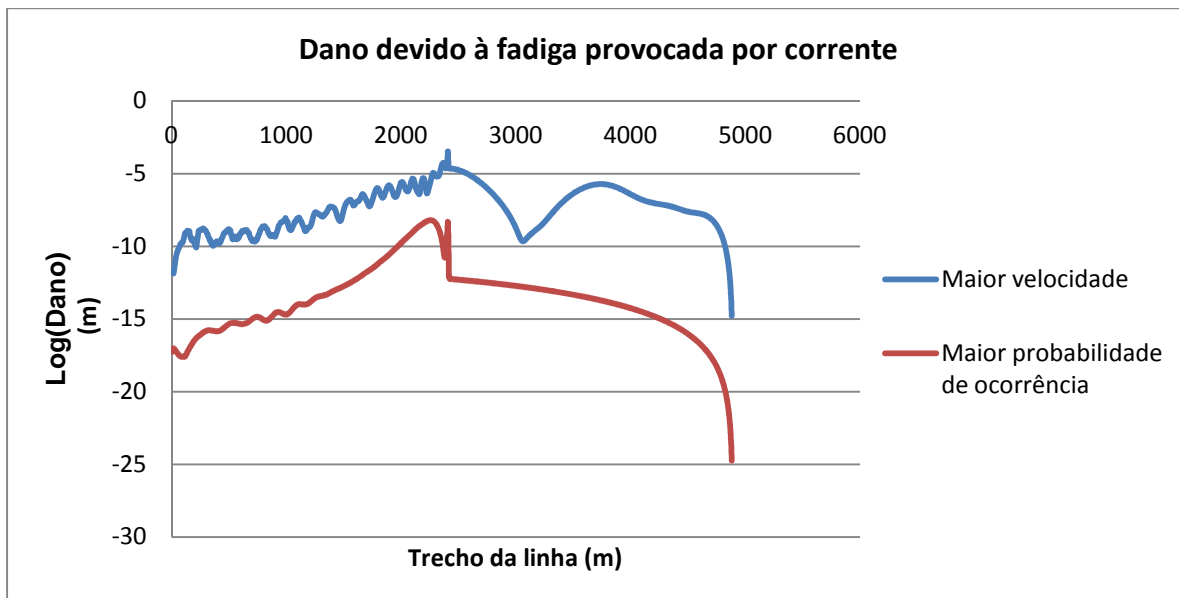


Gráfico 6-14: Dano causado pela incidência de correntes

Ao observar o gráfico acima pode-se concluir que o máximo dano ocorre na região do TDP para as duas correntes. A corrente de maior velocidade é muito mais crítica para a estrutura conforme pode ser visto na tabela abaixo.

A condição de contorno também representa um papel importante no tempo de vida útil da estrutura. Ao substituímos a mola rotacional multilinear por outra rotacional de rigidez constante e igual a 90 kN.m/deg o dano na estrutura aumenta em cerca de 1000 vezes. O topo do duto passa a se comportar como uma “régua” vibrando, transmitindo as vibrações ao longo de todo o duto.

Corrente(m)	Abcissa (m)	Tensão máxima (MPa)	Dano máximo (1/ano)	Tempo de vida útil da estrutura (anos)
1,4 m/s	2407,49	6,140367838	3,41E-04	73
0,15m/s	2407,49	0,745754559	4,74772E-09	5265689

Tabela 6-5: Tempo de vida útil da estrutura considerando carregamento de correntes

O dano apresentado na tabela acima é somente referente à resposta cross flow da estrutura (ver 3.3.6). Além da vibração no sentido transversal ao fluxo, a estrutura pode vibrar no mesmo sentido da corrente (vibração in-line). Essa vibração, em geral, possui menor amplitude e é menos danosa à estrutura.

Para o cálculo do tempo de vida do riser, multiplica-se conservativamente o dano por 2, considerando as vibrações in line e cross flow. O coeficiente recomendado pela API é 10, entretanto devido às incertezas ainda existentes em relação ao assunto, é de prática corrente o uso do coeficiente igual a 20.

6.3.5. SENSIBILIDADE EM RELAÇÃO À DIREÇÃO DE INCIDÊNCIA DAS CORRENTES.

Para todas as oito direções de corrente de maior probabilidade de ocorrência, o dano à fadiga permaneceu praticamente o mesmo e com distribuição ao longo da linha semelhante ao apresentado no Gráfico 6-13. Isso se deve à simetria axial da estrutura suspensa e à velocidade nula da corrente próxima ao solo onde a simetria deixa de existir. O resultado pode se estender para dutos tipo torre em que todas as direções de incidência da corrente fornecem o mesmo resultado.

Planificação da corrente				
Direção	Dano no topo (1/ano)	Diferença (%)	Dano no TDP (1/ano)	Diferença (%)
Original (263°)	2,11E-12	-	3,42E-04	-
90° (E)	2,18E-12	3,52	3,41E-04	-0,24%
180° (N)	2,06E-12	-2,08	1,95E-04	-43,01%

Tabela 6-6: Influência da direção de incidência de corrente

Para a corrente de maior velocidade, a influência da direção de incidência é muito mais significativa para o trecho sobre o solo. O dano chega a ser 83% menor para a direção Norte.

7. CONCLUSÃO E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

7.1. CONCLUSÕES

A análise da fadiga é uma etapa crucial no dimensionamento de sistemas “offshore”. No presente trabalho, foi elaborado um estudo da sensibilidade de um duto rígido em catenária à direção de incidência de ondas e correntes.

De acordo com os resultados apresentados no capítulo 6, podemos concluir que o sistema é extremamente sensível à variação da direção de incidências das ondas. Para a instalação do sistema em campo, faz-se necessário um estudo criterioso das condições de mar de modo a posicionar o FPSO de maneira a diminuir o dano nos dutos a ele conectados.

Além disso, pode ser concluído também que a direção de incidência da corrente representa pouca influência para o dano à fadiga da estrutura no trecho suspenso devido à simetria do riser nessa região. No trecho sobre solo, o sistema passa a ser assimétrico. O dano é muito maior para direções correntes com direção de incidência perpendiculares ao eixo do riser.

Finalmente, deve ser observado que as condições de contorno exercem grande influência nas tensões provocadas pelo carregamento na estrutura. Portanto, os modelos computacionais devem levar em consideração a rigidez das juntas a serem utilizadas no projeto de modo a se obter um modelo o mais representativo possível das condições da estrutura.

7.2. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Recomenda-se para trabalhos futuros:

1. Estender o estudo para dutos rígidos em configuração SLWR, que são menos suscetíveis aos efeitos de fadiga.
2. Estudar a fadiga devido aos diferentes processos de instalação do duto obtendo um estudo completo.
3. Desenvolver um modelo numérico para o cálculo da fadiga em dutos rígidos em catenária e comparar com os resultados obtidos.
4. Verificar o dano também na parede interna da estrutura.

5. Verificar a sensibilidade da estrutura para um tempo maior de análise no domínio do tempo, por exemplo, para 1500 segundos.
6. Verificar a sensibilidade do sistema para alteração da malha de elementos finitos utilizada.

8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] AMORIM, T.O., **Plataformas Offshore Uma breve análise desde a construção ao descomissionamento**, Trabalho de conclusão de curso, UEZO, Rio de Janeiro, 2010.
- [2] BAI, Y; BAY, Q, **Subsea Pipelines and Risers**, Elsevier, Grã Bretanha 2005.
- [3] CASTRO, J.T.P.; MEGGIOLARO, M. A., **Fadiga: Técnicas e Práticas de dimensionamento estrutural sob cargas reais de serviço, Vol.1**, Lexington, Rio de Janeiro, 2011.
- [4] CHAKRABARTI,S.K.,**Handbook of offshore engineering, Vol.1**, Elsevier, Netherlands, 2005.
- [5] DNV-RP-C203, **Fatigue Design of Offshore Steel Structures**, Det Norske Veritas, Norway, April 2010.
- [6] DNV-RP-C205, **Environmental Conditions and Environmental Loads**, Det Norske Veritas, Norway, October 2012.
- [7] PILKEY, W. D., **Peterson's Stress Concentration Factors**, 2ª edição, John Wiley & Sons, Inc, United States of America, 1997.
- [8] FREIRE, T, **Relatório III – Desenvolvimento da Cadeia Produtiva de Petróleo e Gás e Investimentos em E & P**, São Paulo, 2009.
- [9] FALTINSEN, O.M., **Sea Loads on Offshore Structures**, Cambridge University Press 1990.
- [10] GEAQUINTO,H.D., **Análise de fadiga em Risers Rígidos considerando variação de parâmetros da interação solo-estrutura e trincheiras**, Dissertação de Mestrado,UFRJ, 2008.
- [11] KYRIAKYDES, S., CORONA, E., **Mechanics of offshore Pipelines, Vol1 Buckling and Colapse**, Elsevier, UK 2007.

- [12] JOURNÉE,J.M.J.;MASSIE,W.W.,**Offshore hydromechanics**, 1ª edição, Delft University of Technology, 2001.
- [13] RODRIGUES,V.C., **Análise de Fadiga em Risers submetidos á vibrações induzidas por desprendimento de vórtices (VIV)**, Projeto Final de Curso, Escola Politécnica DES, UFRJ, 2011
- [14] SUMMER, B. M., FREDSOE,J., **Hydrodynamics Around Cylindrical Structures, Vol 26**, World Scientific, Denmark, 2006.
- [15] RESNICK, Robert; HALLIDAY, David; KRANE, Kenneth S. **Física 2**, 5ª Edição. Editora LTC-2002
- [16] REVISTA OFFSHORE - **Ultra-deepwater riser choice requires careful analysis** – junho-2005
- [17] API RP 2A-WSD - **Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms—Working Stress Design**, USA, Dezembro 2000
- [18] SIQUEIRA, M. Q. **Apostila Catenária em aplicações offshore 2007**
- [19] RIVA, I. R., **Análise de Fadiga em Estruturas Metálicas com Ênfase em Offshore**. Projeto Final de Curso. UFRJ-2004
- [20] **Manual Deeplines**, Principia.